

Regelung einer Rektifizierkolonne
auf ein wirtschaftliches Optimum.

Inaugural-Dissertation
zur Erlangung des Doktorgrades
der Naturwissenschaftlichen Fakultät
der Johann-Wolfgang-Goethe-Universität
in Frankfurt am Main

vorgelegt von
Dipl.-Phys. Walter Schramm
aus Sigmaringen (Hohenzollern)

1962

1963

Gedruckt mit Genehmigung
der Naturwissenschaftlichen Fakultät
der
Johann-Wolfgang-Goethe-Universität
Frankfurt am Main



Dekan : Prof. Dr. Th. Wieland

1. Gutachter : Prof. Dr. R. Klar

2. Gutachter : Prof. Dr. H. Hartmann

Tag der mündlichen Prüfung : 22.2.1963

Tag der Promotion : 27.2.1963

Inhaltsverzeichnis

Literaturverzeichnis	Seite 4
Verzeichnis der Abkürzungen	9
Einleitung : Problemstellung	10
1. Allgemeine theoretische Untersuchungen	15
1.1. Verstärkersäule	17
1.2. Berechnung der Anreicherung für endliches Rücklaufverhältnis	19
1.2.1. Näherungsrechnung für die Anreicherung in der Verstärkersäule	20
1.2.2. Näherungsrechnung für die Abreicherung in der Abtriebssäule	22
1.2.3. Genaue Berechnung der Anreicherung für endliches Rücklaufverhältnis	24
1.3. Abtriebssäule	29
1.4. Einspeisung	32
1.4.1. Höhe des Zulaufbodens	41
1.5. Regelgrößen der Kolonne	43
2. Anwendung der Theorie auf die Regelung	49
2.1. Regelung auf ein wirtschaftliches Optimum	49
2.1.1. Beschreibung der Apparatur	49
2.1.2. Regelgröße Dampfmenge	53
2.1.3. Regelgröße Rücklaufverhältnis	58
2.1.4. Regelgröße Einspeisekonzentration	68
2.1.5. Regelgröße Einspeisemenge	75
2.1.6. Separierbarkeit der Parameter	77
Zusammenfassung	78
Abbildungen	79
Tabellen	107

Literaturverzeichnis

- (1) BAUER, R.L. und ORR, C.P. Distillation Control Problems. Chem. Engng. Progr. 50, 312-318 (1954)
- (2) BILLET, R. Grundlagen der thermischen Flüssigkeitszerlegung. Bibliographisches Institut, Mannheim 1962
- (3) BILLET, R. Berechnung der Austauschlinien für die Rektifikation binärer Gemische. Chemie-Ing.-Techn. 30, 513-515 (1958)
- (4) BILLET, R. Trennung von Flüssigkeitsgemischen durch teilweise Destillation. Chemie-Ing.-Techn. 29, 733-742 (1957)
- (5) BILLET, R. Zeitliche Veränderung des Rektifiziervorganges beim diskontinuierlich arbeitenden Rektifizierapparat. Dissertation, TH Karlsruhe 1957
- (6) BLAUHUT, W. Beitrag zur Theorie der Regelung von Destillationskolonnen für binäre Gemische. Chem. Techn. 10, 569-576 (1958)
- (7) BOGENSTÄTTER, G. und HENGST, K. Regelung von Destillationskolonnen. Chemie-Ing.-Techn. 31, 425-431 (1959)
- (8) BRANDT, H. und RÖCK, H. Apparatur für genaue Druck- und Temperaturregelung bei Rektifikationen und bei der Messung von Verdampfungsgleichgewichten. Chemie-Ing.-Techn. 25, 511-514 (1953)
- (9) BRANDT, H.; RÖCK, H. und LANGERS, F. Automatisierung von Destillationskolonnen im Laboratorium. Chemie-Ing.-Techn. 29, 86-91 (1957)
- (10) BURT, D.A. und NICE, R.I. Optimalregelungssysteme für die Verfahrenstechnik. Erdöl und Kohle 13, 970-979 (1960)

- (11) McCABE, W.L. und THIELE, E.W. Graphical Design of Fractionating Columns. Ind. Engng. Chem. 17, 605 ff (1925)
- (12) ENGEL, F.V.A. Regel- und meßtechnische Aufgaben bei der Überwachung von Trennkolonnen. VDI-Beiheft Verfahrenstechnik Nr. 4, 99-110 (1943)
- (13) FLORIN, F. Graphostatische Behandlung der Rektifikation von Zweistoffgemischen. Chemie-Ing.-Techn. 22, 389-395 (1950) und 23, 495-502 (1951)
- (14) FRAADE, D.J. Refraktometrische Verfahrensregelung als Mittel zur Erhöhung der Reinheit von Produkten der Fraktionierung. Erdöl und Kohle 12, 976-979 (1959)
- (15) GAU, G. Steuerung und Optimierung der Primär-Destillation mit Hilfe eines Ziffernrechners. Regelungstechnik 9, 182-185 (1961)
- (16) GEISS, W. Automatisierung in petrochemischen Anlagen. Regelungstechnik 8, 185-190 (1960)
- (17) GRASSMANN, P. Zur Vorausberechnung des Verstärkungsverhältnisses von Rektifizierböden. Chemie-Ing.-Techn. 29, 497-504 (1957)
- (18) GRISWOLD, J. und STEWART, P.B. Rectification of Benzene-Toluene. Ind. Engng. Chem. 39, 752-762 (1947)
- (19) HENGST, K. und MEIER, A. Versuche zur automatischen Regelung von Destillationskolonnen. Regelungstechnik 3, 219-225 und 243-248 (1955)
- (20) HILFERTH, P. Fortschritte in der Anwendung der Rektifikation bei analytischen und präparativen Arbeiten im Laboratorium. Öl und Kohle 39, 875-880 (1943)
- (21) JOST, W. Einfluß eines Zusatzes auf die Verdampfungs-gleichgewichte binärer Systeme. Chemie-Ing.-Techn. 23, 64 (1951)

- (22) JOST, W. Das Siedeverhalten von Mehrstoffgemischen.
Z. Naturforschung 1, 576-580 (1946)
- (23) JOST, W.; SIEG, L. und BRANDT, H. Kolonnen mit rotieren-
dem Zylinder für hohe Trennleistung bei mäßigen Dreh-
zahlen. Chemie-Ing.-Techn. 25, 291-292 (1953)
- (24) KIRSCHBAUM, E. Berechnung von Rektifizier-Glockenböden.
Chemie-Ing.-Techn. 28, 713-721 (1956)
- (25) KIRSCHBAUM, E. Einfluss des Rücklaufverhältnisses auf
Wirkung und Belastbarkeit von Rektifizierböden. Chemie-
Ing.-Techn. 26, 461-465 (1954)
- (26) KIRSCHBAUM, E. Destillier- und Rektifizierteknik. 3. Aufl.
Springer Verlag Berlin, Göttingen, Heidelberg 1960
- (27) KOCH, H. und HILBERATH, F. Über eine zweckmäßige Vorrich-
tung zur fraktionierten Destillation bei tiefer Tempe-
ratur. Brennstoff-Chem. 21, 197-203 (1940)
- (28) KOLLING, H. und TRAMM, H. Regeleinrichtungen bei diskonti-
nuierlich und kontinuierlich arbeitenden Fraktionierko-
lonnen für Laboratorien und halbtechnischen Betrieb.
Chemie-Ing.-Techn. 21, 9-14 (1949)
- (29) KRELL, E. Handbuch der Laboratoriums-Destillation. 2. Aufl.
VEB Deutscher Verlag der Wissenschaften, Berlin 1960
- (30) KUHN, W. Das Multiplikationsprinzip für Trenn- und Konzen-
trationsvorgänge. Chemie-Ing.-Techn. 25, 12-18 (1953)
- (31) KUNDT, W. Die Regelung von Destillationskolonnen. Chem.
Techn. 10, 533-540 (1954)
- (32) KUNDT, W. Die Regelung von Destillationskolonnen nach der
Produktivität. Regelungstechnik 3, 194-197 (1955)
- (33) LANDOLT-BÖRNSTEIN. Zahlenwerte und Funktionen aus Physik,
Chemie, Astronomie, Geophysik und Technik. 2. Teil,

Bandteil a : Gleichgewichte Dampf-Kondensat und osmotische Phänomene. 6. Aufl. Springer Verlag Berlin, Göttingen Heidelberg 1960

- (34) LEVKOWITZ, I. Completely automatic control system for the distillation plant. *Instruments* 25, 773-777 (1952)
- (35) MATZ, W. Darstellung der Gleichgewichtskurve von Zweistoffgemischen als mathematische Kurve. *Chemie-Ing.-Techn.* 23, 161-165 (1951)
- (36) MURPHREE, E. V. Graphical Rectifying Columns Calculations. *Ind. Engng. Chem.* 17, 960 ff
- (37) OPPELT, W. Regelung von Destillationskolonnen. *Chemie-Ing.-Techn.* 23, 39-41 (1951)
- (38) POHL, H. Berechnung der zur Trennung idealer Zweistoffgemische benötigten Zahl theoretischer Böden. *Erdöl und Kohle* 5, 291-294 (1952)
- (39) POLLARD, A. Automatic Control of Distillation Processes. *Chem. Process Engng.* 35, 339-342 (1954) und 36, 10-16 (1955)
- (40) RATTE, H. Destillation in Seitenkolonnen. *Erdöl und Kohle* 14, 24-26 (1961)
- (41) RATTE, H. Rückfluss und Wärmezufuhr bei der Destillation. *Erdöl und Kohle* 13, 857-861 (1960)
- (42) ROSE, A. und WILLIAMS, Th. J. Automatic Control in Continuous Distillation. *Ind. Engng. Chem.* 47, 2284/89 (1955)
- (43) SCHUBRING, A. Berechnung von Bodenzahlen bei kontinuierlichen, destillativen Zweistofftrennungen nach McCabe-Thiele mit der elektronischen Rechenmaschine IBM 705. *Chemie-Ing.-Techn.* 32, 223-227 (1960)

- (44) SHIRK, L.H. und MONTONNA, R.E. A Critical Analysis of Equations for the Design of Fractionating Columns. Ind. Engng. Chem. 19, 907-911 (1927)
- (45) STAGE, H. Einfache Vorrichtung zur Steuerung der Heizung von Laboratoriumskolonnen. Chemie-Ing.-Techn. 22, 374 (1950)
- (46) STAGE, H.; GEMMEKER, L.; FISCHER, G. und RICHTER, R. Labo-dest-Robot der Destillationsautomat. Glas- u. Instr.-Techn. 5, 138-145 und 204-211 (1961)
- (47) TELLER, A.J. Binary Distillation. Chem. Engng. 61, 168-188 (1954)
- (48) THORMANN, E. Dechema-Erfahrungsaustausch, Trennen flüssiger Mischungen, Destillieren, Betriebstechnik. Frankfurt a. M. 1952
- (49) THORMANN, K. Dechema-Erfahrungsaustausch, Arbeitsmethoden und Geräte "Destillieren und Rektifizieren". Frankfurt a. M. 1950
- (50) THUM, O. Direkte Berechnung der theoretischen Bodenzahl bei Destillation idealer Zweistoffgemische mit unterschiedlichen Verdampfungswärmen und bei endlichem Rücklaufverhältnis. Chemie-Ing.-Techn. 29, 675-678 (1957)
- (51) WILLIAMS, Th.J. und HARNETT, R.T. Automatic Control in Continuous Distillation. Chem. Engng. Progr. 53, 220-225 (1957)
- (52) ZUIDERWEG, F.J. Absatzweise Destillation. Chemie-Ing.-Techn. 25, 297-308 (1953)

Verzeichnis der Abkürzungen

α	Trennfaktor
x	Mol.-% Leichtersiedendes in der flüssigen Phase
y	Mol.-% Leichtersiedendes in der Dampfphase
D	aufsteigende Dämpfmenge im Verstärkerteil
x_D	Mol.-% Leichtersiedendes in D
F	Rücklaufmenge im Verstärkerteil
x_F	Mol.-% Leichtersiedendes in F
E	Kopfproduktmenge
x_E	Mol.-% Leichtersiedendes in E
M	Einspeisemenge
x_M	Mol.-% Leichtersiedendes in M
v	Rücklaufverhältnis
v'	Rückdampfverhältnis (Verhältnis der vom Sumpf aufsteigenden Dämpfmenge zur Sumpfproduktmenge)
D'	aufsteigende Dämpfmenge im Abtriebsteil
x_D'	Mol.-% Leichtersiedendes in D'
F'	Rücklaufmenge im Abtriebsteil
x_F'	Mol.-% Leichtersiedendes in F'
A	Sumpfproduktmenge
x_A	Mol.-% Leichtersiedendes in A
n	Zahl der Böden
n_{th}	Zahl der theoretischen Böden
n_{pr}	Zahl der praktischen Böden
φ	Faktor zur Berücksichtigung der Enthalpie von M
x_S, y_S	Schnittpunktskoordinaten der Verstärker- bzw. Abtriebsgeraden mit der Gleichgewichtskurve
ϵ, γ, α	Konstanten für die Anreicherung
m	Anstieg der Arbeitsgeraden (Verstärker- bzw. Abtriebsgeraden)
l	Absolutglied in der Gleichung der Arbeitsgeraden (Verstärker- bzw. Abtriebsgeraden)

Einleitung : Problemstellung

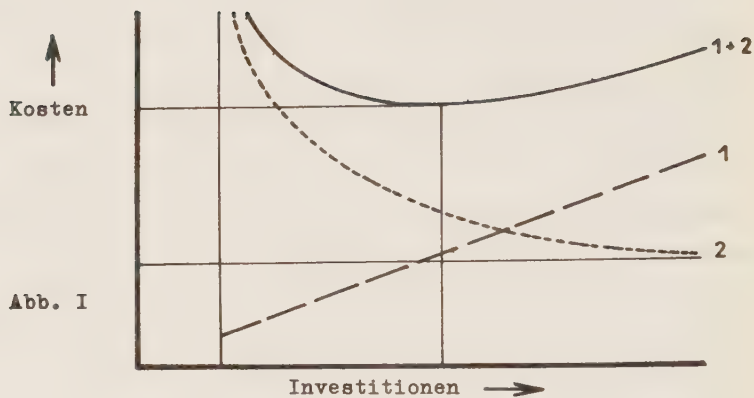
Thema dieser Arbeit ist die Optimalisierung von Rektifizierkolonnen. Dazu muß zunächst die Funktion einer Kolonne geklärt und mathematisch beschrieben werden. Darauf aufbauend muß ein Optimum aus der Sicht der Verfahrenstechnik gesucht werden. Inwieweit sich dieses "wirtschaftliche Optimum", wie es im folgenden bezeichnet werden soll, mit einer Optimalwertregelung im Sinne der Regeltechnik deckt, sowie deren Unterschiede, soll anschließend untersucht werden.

Zunächst muß geklärt werden, was für die Regelung einer Rektifizierkolonne als "wirtschaftliches Optimum" angesprochen werden kann. Dieses "wirtschaftliche Optimum" setzt sich zusammen aus dem konstruktiv-wirtschaftlichen Optimum und dem regeltechnischen Optimum.

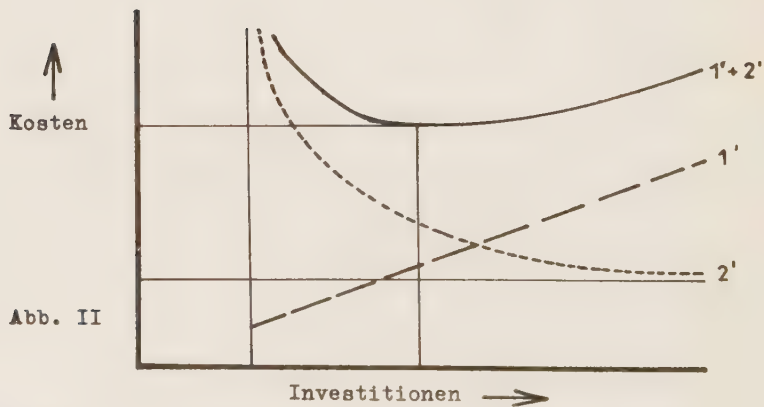
Das konstruktiv-wirtschaftliche Optimum läßt sich berechnen aus den gegenläufigen Tendenzen von Kapitaldienst (s.u.) und laufenden Betriebskosten in Abhängigkeit von den Investitionen der Kolonne, so wie es in Abbildung I aufgezeigt ist und es für jede Kolonne einzeln aufgestellt werden muß.

Für verschiedene Durchsatzmengen einer Kolonne lassen sich die einmaligen Kosten für die Gesamtinvestitionen ermitteln. Diese Kurve - Kosten gegen Investitionen - wird aber Knicke dort aufweisen, wo von einer bestimmten Kapazität der Kolonne ab sich eine Konstruktionsart als günstiger erweist als eine andere. So kann z.B. der Übergang von einem Typ einer Sumpfheizung zu einem anderen Typ oder der Übergang von Wasser- auf Luft-Kühler die Charakteristik dieser Kurve deutlich ändern. Aber nicht nur die reinen konstruktiven Investitionskosten müssen berücksichtigt werden, sondern auch alle

Zuleitungen mit Armaturen so wie auch die Grundstückskosten für Baugebiete und Zugangsmöglichkeiten und auch das Lager (pipelines und Tanks) . Weiter kann der Betriebsinhalt einer Kolonne unter Umständen größere Mittel erfordern. Für alle diese einmaligen Investitionskosten sind je nach Höhe des Zinssatzes und der Amortisation jedes Jahr Beträge aufzubringen, die im folgenden als Kapitaldienst zusammengefaßt werden. Trägt man diesen Kapitaldienst in Abhängigkeit von den Investitionen auf, wie dies in der gestrichelten Kurve 1 der Abbildung I geschehen ist, so erhält man eine Gerade, in deren Steigung sich Zinssatz und Amortisation widerspiegeln. Die beiden wirtschafts-politischen Größen Zinssatz und Amortisation haben also ebenso wie die Lage des Standortes einen beachtlichen Einfluß auf die Auslegung der Kolonne. Die laufenden Betriebskosten sind als Kurve 2 punktiert in Abbildung I eingezeichnet. Sie sind in erster Linie gegeben durch die Energie- (Heiz-) Kosten, aber auch durch Personalkosten, Reparaturkosten u.a.m. Aus Abbildung 4 ist die Erhöhung des Rücklaufverhältnisses bei abnehmender Bodenzahl, also das Anwachsen der Betriebskosten gegenüber dem Kapitaldienst genähert zu ersehen. Da zur Trennung des vorgegebenen Gemisches das Rücklaufverhältnis nicht einen bestimmten Wert (das Mindestrücklaufverhältnis) unterschreiten darf und auf der anderen Seite auch eine Mindestbodenzahl erforderlich ist, ergeben sich folgende zwei Bedingungen für die laufenden Betriebskosten : Es gibt eine minimale Investition (minimale Bodenzahl) , bei der die laufenden Betriebskosten (Rücklaufverhältnis) gegen unendlich gehen. Weiter kann auch bei noch so großer Investition (Bodenzahl) das Rücklaufverhältnis



Kurve 1 : Kapitaldienst
 Kurve 2 : laufende Betriebskosten
 Kurve 1+2 : Gesamtkosten



Kurve 1' : Kapitaldienst
 Kurve 2' : laufende Betriebskosten
 Kurve 1'+2' : Gesamtkosten

} { durch Regler
 gegenüber Abb. I
 verändert

nis nicht unter das Mindestrücklaufverhältnis sinken.

Die Gesamtkosten setzen sich aus Kapitaldienst und Betriebskosten zusammen und sind in Abbildung I ausgezogen eingezeichnet. Diese Gesamtkosten weisen bei einer bestimmten Investition (d.h. bei einer bestimmten Bodenzahl) ein Minimum auf. Dort liegt das gesuchte konstruktiv-wirtschaftliche Optimum. Baut man jetzt zusätzlich Regler ein, so verschiebt sich dieses Optimum, wie es Abbildung II zeigt ; denn die Regler bedingen erhöhten Kapitaldienst (s. Kurve 1') . Gleichzeitig verringern sich die Personalkosten, weil diese Regler Personal freimachen, wenngleich ein geringer Zuschlag auf diese Betriebskosten für die Wartung der Regler wieder additiv zu berücksichtigen ist. Das "Fahren" der Kolonne in einem "regeltechnischen Optimum" (s.u.) erniedrigt weiter die Heizkosten für den Sumpf und die Kühlkosten für den Kopfkondensator. Die laufenden Betriebskosten liegen also nicht mehr an Stelle der Kurve 2, sondern bei Kurve 2', wenn man, wie unten gezeigt, Regler einbaut. Durch diese Verwendung von Reglern verschieben sich also die minimalen Gesamtkosten sowie die minimale Bodenzahl der Kolonne, d.h. die Kolonne erhält eine andere Form (Bodenzahl, Rücklaufverhältnis u.s.w.) : Sodann können sowohl die minimalen Gesamtkosten als auch die minimale Bodenzahl durch Verwendung des im folgenden erläuterten Regelprinzips erniedrigt werden, wie es Abbildung II zeigt.

Bei der Untersuchung des regeltechnischen Optimums sei ausgegangen von der kontinuierlichen Rektifikation eines idealen Zweistoffgemisches. Bei gegebener, dem Problem nach Konstruktion und Bodenzahl angemessener Kolonne mit nach Menge und Zusammensetzung bekanntem Einsatzgemisch wird ein Kopf- und

Sumpf-Gemisch vorgeschriebener Reinheit gefordert. Weiter soll diese Kolonne bei optimalem Bodenwirkungsgrad mit einem Minimum an Energieaufwand, d.h. bei minimaler Heizleistung und minimalem Rücklaufverhältnis, betrieben werden. Dabei sollen folgende Störungen ausgeregelt werden :

1. Veränderungen in der Einspeisemenge
2. Veränderungen in der Einspeisезusammensetzung
3. Veränderungen in der Einspeisetemperatur
4. Veränderungen in der Dampfgeschwindigkeit .

Zudem soll untersucht werden, inwieweit diese Störungen gleichzeitig ausgeregelt werden können. Diese geforderte Trennung in sowohl reines Kopf- als auch reines Sumpf-Produkt bei maximalen Durchsätzen mit minimalen Kosten unter den beschriebenen Voraussetzungen sei als "wirtschaftliches Optimum" bezeichnet. Wie scharf diese Forderung ist und welche Regelungen bisher zur Regelung von Rektifizier-Kolonnen untersucht wurden, haben BOGENSTÄTTER und HENGST (s. Lit. 7) zusammenfassend dargelegt.

1. Allgemeine theoretische Untersuchungen.

Ausgehend von der Methode nach McCABE-THIELE (s. Lit. 11) sollen im folgenden Anweisungen ausgearbeitet werden für die Regelung von Rektifizier-Kolonnen. Dabei werden nur ideale Zweistoffsysteme betrachtet, da deren Verhalten nicht nur experimentell gesehen sehr übersichtlich ist, sondern diese auch noch eine elementare theoretische Behandlung erlauben. Als Beispiel sei wie im Experiment das nahezu ideale Zweistoffgemisch Benzol-Toluol gewählt, und es wurde dazu in einem Diagramm (s. Abb. 1) die Flüssigkeitskonzentration x gegen die Dampfkonzentration y jeweils der leichtersiedenden Komponente (Benzol) in Mol.-% bei konstantem Gesamtdruck (760 Torr) aufgetragen. Diese Gleichgewichtskurve hat nach dem RAOULTschen und DALTONschen Gesetz für ideale Zweistoffsysteme die Gleichung einer Hyperbel

$$(1) \quad y = \frac{\alpha x}{1 + (\alpha - 1) x}$$

Der Trennfaktor α kann allgemein als Verhältnis der Dampfdrucke der reinen Komponenten für verschiedene ideale Zweistoffsysteme die Werte $1 < \alpha < \infty$ annehmen und ist im vorliegenden Fall Benzol-Toluol über den ganzen Konzentrationsbereich $0 \leq x \leq 1$ praktisch konstant (s. Anhang Tabelle II) mit $\alpha = 2,43$. Zum Umrechnen von Gewichts-% in Mol.-% wurde Abb. 2 gezeichnet und im Anhang eine Umrechnungstabelle beigelegt. Entsprechend der Formel

$$a = \frac{b}{b + 0,848(1-b)}$$

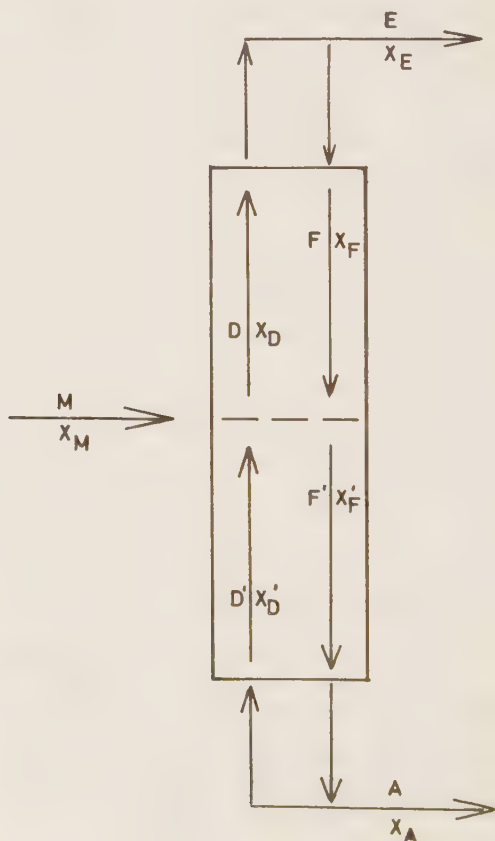
ergeben b Gewichts-% Benzol a Mol.-% Benzol. Die Nichtlinearität dieser Umrechnung ist bedingt durch die verschiedenen Molekulargewichte (Benzol $M_B = 78,11$ und Toluol $M_T = 92,13$;

$$M_B : M_T = 0,848) .$$

Zur Berechnung der Trennstufen im MCCABE-THIELE-Diagramm sind außer der Kenntnis der Gleichgewichtskurve noch die der Arbeitsgeraden im Verstärker- und Abtriebs teil der Kolonne erforderlich. Die Gleichungen dieser beiden Geraden sollen im folgenden aufgestellt werden. Dazu müssen die Mengen- und Konzentrations-Bilanzen aufgestellt werden, wie sie aus Abbildung 3 abzulesen sind.

Abbildung 3

Schematische
Darstellung
der Kolonne



1.1. Verstärkungssäule.

Der aufsteigende Dampf D ergibt nach Kondensation das Kopfprodukt E und den Rücklauf F

$$(2) \quad D = E + F$$

gemäß dem Rücklaufverhältnis v

$$(3) \quad v = \frac{F}{E}$$

Aus (2) und (3) läßt sich

$$(3') \quad v + 1 = \frac{D}{E}$$

$$(3'') \quad \frac{v}{v + 1} = \frac{F}{D}$$

bilden, was für den Verlauf der folgenden Rechnung wichtig ist. Außer der Bilanzgleichung (2) für die Gesamtmengen in der Verstärkersäule sei noch die Bilanzgleichung für die Mengen an Leichtersiedendem angegeben. Im aufsteigenden Dampf befindet sich $D x_D$ Leichtersiedendes, wobei x_D die Mol.-Konzentration an Leichtersiedendem angibt. Auch diese Menge teilt sich auf gemäß

$$(4) \quad D x_D = F x_F + E x_E$$

Eine einfache Umformung von (4) ergibt zusammen mit den Gleichungen (3') und (3'') die

Gleichung der Verstärkungsgeraden

$$(5) \quad x_D = \frac{v}{v + 1} x_F + \frac{x_E}{v + 1}$$

Bei dem graphischen Verfahren nach MCCABE-THIELE läßt sich durch Einzeichnen der Treppenstufen zwischen dieser Verstär-

kungsgeraden und der Gleichgewichtskurve die Zahl n_{th} der benötigten theoretischen Böden einzeichnen für gegebenen Trennfaktor α , gegebenes Rücklaufverhältnis v , gegebene Zulaufkonzentration x_M und gewünschte Anreicherung x_E . Nach diesem Verfahren wurde etwas allgemeiner die Abhängigkeit des Rücklaufverhältnisses v von der Bodenzahl n_{th} in Abbildung 4 aufgezeigt, wobei die geforderte Reinheit des Kopfproduktes als Parameter den Bereich von 95 Mol.-% bis 99,99 Mol.-% erfaßt. Abbildung 4 zeigt gleichzeitig die Abhängigkeit des minimalen Rücklaufverhältnisses und der minimalen Bodenzahl von der Kopfproduktkonzentration. Jetzt soll mit Hilfe von Gleichung (5) versucht werden, den an Hand von Abbildung 4 erläuterten Zusammenhang rechnerisch zu klären:

Gesucht ist die Anreicherung x_E im Kopf der Kolonne, die gegeben ist durch die Zahl n der Trennstufen zwischen der Gleichgewichtskurve (charakterisiert durch den Trennfaktor α) und der Verstärkergeraden (5) .

$$(6) \quad x_E = x_E (n, \alpha, v, x_E, x_M)$$

Für gegebene Zulaufkonzentration x_M und gegebenen Trennfaktor α ist die Anreicherung auf dem n -ten Boden, d.h. auch im Kopf der vorgegebenen Kolonne, nur bestimmt durch das Rücklaufverhältnis.

$$(6') \quad x_E = x_E (v, n, x_E) \quad \text{mit } n = 1, 2, 3, \dots, n$$

Es ist also schon hier festzustellen : Die einzige freie Variable im Verstärkerteil unter den beschriebenen Voraussetzungen ist das Rücklaufverhältnis, das sich somit als unabhängige Regelgröße im Verstärkerteil anbietet. Störend für den Praktiker ist nur noch, daß sich im absoluten Glied der Verstärkergleichung (5) die gerade durch sie zu berechnende Kopfprodukt-

konzentration x_E findet. Sie kann jedoch, wie die anschließende Rechnung unter 1.2.3. zeigen wird, an dieser Stelle ersetzt werden durch einen Ausdruck, der nur die obigen Größen n , v , x_M enthält. Es kann also, indem das Ergebnis dieser Rechnung vorweggenommen wird, die Anreicherung auf dem n -ten Boden beschrieben werden durch

$$(6'') \quad x_E = x_E (v, n) \quad \text{mit } n = 1, 2, 3, \dots, n$$

für $\alpha = \text{konst.}$ und $x_M = \text{konst.}$

Speziell hängt die Kopfproduktkonzentration unter den beschriebenen Voraussetzungen für festgelegte Bodenzahl im Verstärkerteil nur vom Rücklaufverhältnis ab :

$$(6''') \quad x_E = x_E (v)$$

=====

1.2. Berechnung der Anreicherung für endliches Rücklaufverhältnis.

Gesucht ist eine Beziehung zwischen Anreicherung und Bodenzahl für endliches Rücklaufverhältnis als Verallgemeinerung der bekannten Gleichung

$$\alpha^n = \frac{\frac{x_n}{1 - x_n}}{\frac{x_0}{1 - x_0}}$$

für unendliches Rücklaufverhältnis, in der die Anreicherung von der Ausgangskonzentration x_0 Mol.-% auf die Endkonzentration x_n Mol.-% auf n theoretischen Böden erfolgt.

1.2.1. Näherungsrechnung für die Anreicherung in der

Verstärkersäule.

Die folgende Rechnung basiert auf der vereinfachenden Voraussetzung, daß die Verstärkergerade nicht im Punkt $x = x_E \neq 1$, sondern in $x_E = 1$ beginnt. Das heißt, daß im Kopf der Kolonne mit 100 %igem, reinen Produkt zu rechnen ist. Der durch diese Näherung entstandene Fehler wird jedoch klein bei großem Rücklaufverhältnis. Das Rücklaufverhältnis ist dann groß genug, wenn im Punkt $x = x_E = 1$ im MCGABE-THIELE-Diagramm der Anstieg $\frac{v}{v+1}$ der Verstärkergeraden klein ist gegen den Anstieg $\frac{1}{\alpha}$ der Gleichgewichtskurve. Es muß also die Voraussetzung $v > \frac{1}{\alpha - 1}$ erfüllt sein.

In der Praxis empfiehlt sich die folgende Rechnung besonders, wenn der Trennfaktor nahe eins liegt. Dann ist aber eine Kolonne von großer Bodenzahl mit einem entsprechend hohen Rücklaufverhältnis zu fahren.

Für die Verstärkersäule ist die Anreicherung zu berechnen, die durch die Treppenkonstruktion zwischen der Gleichgewichtskurve

$$(1) \quad y = \frac{\alpha x}{1 + (\alpha - 1)x}$$

und der Verstärkergeraden (mit der Steigung m und der Anreicherung im Kopf $x_E = 1$)

$$(2) \quad y = mx + 1 - m$$

gegeben ist. Die auf einem theoretischen Boden zu erzielende Anreicherung von x_0 auf x_1 ist also zu berechnen aus :

$$(3) \quad m x_1 + 1 - m = \frac{\alpha x_0}{1 + (\alpha - 1)x_0}$$

Nach einer Umformung

$$(3') \quad m (x_1 - 1) = \frac{x_0 - 1}{(\alpha - 1)(x_0 - 1) + \alpha}$$

wird ein Summand γ hinzugefügt,

$$(8'') \quad \frac{1}{x_1 - 1} - \gamma = m \alpha \left(\frac{1}{x_0 - 1} + \frac{\alpha - 1}{\alpha} - \frac{\gamma}{m \alpha} \right)$$

der so gewählt wird, daß die Veränderliche x auf der rechten und linken Seite der Gleichung in der selben Form auftritt.

Durch

(9)

$$\gamma = \frac{\alpha - 1}{1 - m \alpha} m$$

läßt sich Gleichung (8'') in die Form bringen

$$(9') \quad \frac{1}{x_1 - 1} - \gamma = m \alpha \left(\frac{1}{x_0 - 1} - \gamma \right)$$

Hieraus läßt sich sofort die Anreicherung auf n theoretischen Böden angeben zu

(10)

$$(m \alpha)^n = \frac{\frac{1}{x_n - 1} - \gamma}{\frac{1}{x_0 - 1} - \gamma}$$

mit der Reihenfolge $0, 1, 2, \dots, n$.

Aus der nebenstehenden Abbildung 5 ist ersichtlich, daß unendlich viele Böden notwendig sind, um die beiden Konzentrationen $x = 1$ und $x = x''$ zu erreichen, die als Schnitt der Gleichgewichtskurve mit der

Verstärkergeraden ausgezeichnet

sind. Das findet sich

wieder in Gleichung (10) ;

denn n wird unendlich für

$$x = 1 \quad \text{und} \quad \frac{1}{x - 1} = \gamma.$$

Für den zweiten Schnittpunkt

gilt also :

$$(11) \quad x'' = \frac{1 + \gamma}{\gamma}$$

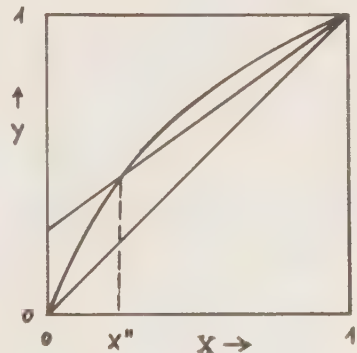


Abb. 5

Gleichung (10) erhält dadurch die anschauliche Form :

$$(12) \quad \left(\frac{v}{v+1} \alpha \right)^n = \frac{\frac{1}{x_n - 1} - \frac{1}{x^n - 1}}{\frac{1}{x_0 - 1} - \frac{1}{x^n - 1}}$$

wobei gemäß (5) der Anstieg m der Verstärkergeraden durch das Rücklaufverhältnis v ausgedrückt wurde. Damit ist für vorgegebene Bodenzahl n , vorgegebenen Trennfaktor α und vorgegebene Ausgangskonzentration x_0 die Abhängigkeit der Kopfproduktkonzentration $x_n = x_E$ vom Rücklaufverhältnis v dargestellt, wie es oben gesucht wurde in

$$(6'') \quad x_E = x_E(v) \\ \text{=====}$$

1.2.2. Näherungsrechnung für die Abreicherung in der

Abtriebssäule.

Der Einfachheit halber sei angenommen, daß die Abtriebsgerade im Punkte $x = y = 0$ beginne gemäß der Gleichung

$$(13) \quad y = \frac{1}{m} x$$

Die Abreicherung von x_0 auf x_1 auf einem theoretischen Boden ist also gegeben durch (1) und (13)

$$(14) \quad m' x_0 = \frac{\alpha x_1}{1 + (\alpha - 1) x_1}$$

Nach geeigneter Umformung

$$(14') \quad x_0 = \frac{1}{\frac{m'}{\alpha} \frac{1}{x_1} + m' \frac{\alpha - 1}{\alpha}}$$

wird ein Summand γ' hinzugefügt, der so gewählt wird, daß die beiden Seiten der Gleichung

$$(14'') \quad \frac{1}{x_0} - \gamma' = \frac{m'}{\alpha} \left(\frac{1}{x_1} + \alpha - 1 - \gamma' \frac{\alpha}{m'} \right)$$

eine symmetrische Form erhalten. Das leistet

$$(15) \quad \boxed{\gamma' = \frac{\alpha - 1}{\alpha - m'} m'}$$

Gleichung (14') hat sich somit vereinfacht zu

$$(15') \quad \frac{1}{x_0} - \gamma' = \frac{m'}{\alpha} \left(\frac{1}{x_1} - \gamma' \right)$$

Jetzt ist unmittelbar zu sehen, daß die Abreicherung auf n theoretischen Böden gegeben ist durch

$$(16) \quad \boxed{\left(\frac{\alpha}{m'} \right)^n = \frac{\frac{1}{x_n} - \gamma'}{\frac{1}{x_0} - \gamma'}}$$

mit der Reihenfolge $0, 1, 2, \dots, n$.

Auch hier läßt sich γ' anschaulich deuten als Schnittpunkt der Arbeitsgeraden mit der Gleichgewichtskurve, wie es Abbildung 6 zeigt und wie es auch

rechnerisch erhalten wird

auf Grund der Gleichung der Abtriebsgeraden und der Gleichgewichtskurve.

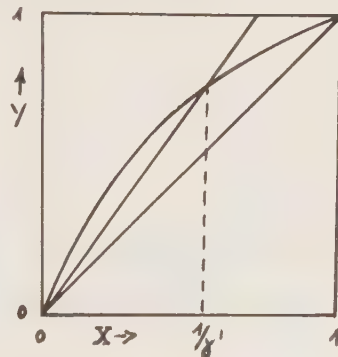


Abb. 6

1.2.3. Genaue Berechnung der Anreicherung für endliches Rücklaufverhältnis.

Nach obigen vorbereitenden, speziellen Rechnungen sei jetzt allgemeiner die Anreicherung in der Verstärkersäule bzw. Abtreicherung in der Abtriebssäule bei endlichem Rücklaufverhältnis behandelt mit einer Arbeitsgeraden der allgemeinen Form

$$(17) \quad y = mx + 1$$

Diese allgemeine Gleichung der Arbeitsgeraden beinhaltet sowohl die Gleichung der Verstärkergeraden als auch die der Abtriebsgeraden. Im Falle der Verstärkergeraden gilt

$$0 \leq m \leq +1 \quad \text{und} \quad l \approx 1.$$

Im Falle der Abtriebsgeraden gilt dagegen

$$+1 \leq m < \infty \quad \text{und} \quad l \approx 0.$$

Die Größen m und l sind entweder aus dem McCABE-THIELE-Diagramm oder aus der Gleichung 5 der Verstärkergeraden bzw. Gleichung 43 der Abtriebsgeraden zu entnehmen. Zusammen mit der Gleichgewichtskurve für ideale Zweistoffsysteme

$$(1) \quad y = \frac{\alpha x}{1 + (\alpha - 1)x}$$

ist die Anreicherung von x_0 auf x_1 auf einem theoretischen Boden gegeben durch

$$(18) \quad m x_1 + l = \frac{\alpha x_0}{1 + (\alpha - 1)x_0}$$

Das Hinzufügen eines zunächst willkürlichen, erst im Verlauf der Rechnung festzulegenden Gliedes ε ergibt

$$(18') \quad m(x_1 - \varepsilon) + l + m\varepsilon = \frac{\alpha x_0}{1 + (\alpha - 1)x_0}$$

oder

$$(18'') \quad x_1 - \varepsilon = \frac{1}{m} \cdot \frac{x_0 [\alpha - (l + m\varepsilon)(\alpha - 1)] - (l + m\varepsilon)}{1 + (\alpha - 1)x_0}$$

$$(18''') \quad x_1 - \varepsilon = \frac{\alpha - (l + m\varepsilon)(\alpha - 1)}{m} \cdot \frac{x_0 - \frac{l + m\varepsilon}{\alpha - (l + m\varepsilon)(\alpha - 1)}}{(\alpha - 1)(x_0 - \varepsilon) + 1 + \varepsilon(\alpha - 1)}$$

Jetzt wird über das noch frei wählbare ϵ so verfügt, daß sich dadurch obige Gleichung (18'') vereinfacht zu

$$(19) \quad X_1 - \epsilon = \frac{\alpha - (\ell + m\epsilon)(\alpha - 1)}{m} \cdot \frac{X_0 - \epsilon}{(\alpha - 1)(X_0 - \epsilon) + 1 + \epsilon(\alpha - 1)}$$

wobei die Variable nur noch in der Form $(X - \epsilon)$ auftritt. Das leistet

$$(20) \quad \boxed{\epsilon = \frac{\ell + m\epsilon}{\alpha - (\ell + m\epsilon)(\alpha - 1)}}$$

Diese Gleichung hat die beiden Lösungen

$$(20') \quad \epsilon_{1/2} = \frac{\alpha - m - \ell(\alpha - 1)}{2m(\alpha - 1)} \pm \sqrt{\left(\frac{\alpha - m - \ell(\alpha - 1)}{2m(\alpha - 1)}\right)^2 - \frac{\ell}{m(\alpha - 1)}}$$

Gleichung (19) wird weiter umgeformt

$$(21) \quad X_1 - \epsilon = \frac{\alpha - (\ell + m\epsilon)(\alpha - 1)}{m} \cdot \frac{1}{\alpha - 1 + \frac{1 + \epsilon(\alpha - 1)}{X_0 - \epsilon}}$$

$$(21') \quad \frac{1}{X_1 - \epsilon} = \frac{m}{\alpha - (\ell + m\epsilon)(\alpha - 1)} \left[\alpha - 1 + \frac{1 + \epsilon(\alpha - 1)}{X_0 - \epsilon} \right]$$

$$(21'') \quad \frac{1}{X_1 - \epsilon} = \frac{m[1 + \epsilon(\alpha - 1)]}{\alpha - (\ell + m\epsilon)(\alpha - 1)} \cdot \frac{1}{X_0 - \epsilon} + \frac{m(\alpha - 1)}{\alpha - (\ell + m\epsilon)(\alpha - 1)}$$

Diese Gleichung hat die gewünschte Form

$$(22) \quad \frac{1}{X_1 - \epsilon} - \gamma = \chi \left[\frac{1}{X_0 - \epsilon} - \gamma \right]$$

wobei für die Konstanten gilt

$$(23) \quad \boxed{\chi = \frac{1 + \epsilon(\alpha - 1)}{\alpha - (\ell + m\epsilon)(\alpha - 1)} m}$$

$$(24) \quad \boxed{\gamma = \frac{m(\alpha - 1)}{\alpha - m - (\alpha - 1)(\ell + 2m\epsilon)}}$$

Für die Konstanten χ und γ erhält man durch Einsetzen von $\epsilon_{1/2}$ je zwei Werte. Da man jedoch, wie sich leicht zeigen läßt, durch Einsetzen von $\epsilon_1, \chi_1, \gamma_1$ in Gleichung (22) dieselbe Anreicherungs-gleichung erhält wie durch Einsetzen von $\epsilon_2,$

x_1, y_1 seien im folgenden die Indices weggelassen, und es wird nur mit einem Wert obiger Parameter gerechnet.

Mit Hilfe der Gleichung (22) läßt sich die Anreicherung von x_0 auf x_1 auf einem theoretischen Boden angeben. Diese Form der Gleichung erlaubt es sofort, auch die Anreicherung von x_0 auf x_n auf n theoretischen Böden zu berechnen, ganz gleich, ob es sich um den Verstärkungs- oder Abtriebsteil handelt gemäß

(25)

$$x^n = \frac{\frac{1}{x_n - \epsilon} - \gamma}{\frac{1}{x_0 - \epsilon} - \gamma}$$

mit der Reihenfolge $0, 1, 2, \dots, n$.

Nachdem oben die theoretische Bedeutung der Konstanten ϵ , x und γ geklärt werden konnte, interessiert noch ihre anschauliche Bedeutung. Für $\epsilon = x_n \neq x_0$ wird eine unendliche Bodenzahl n benötigt, um die Anreicherung von x_0 auf x_n zu vollziehen. Das bedeutet, daß im MCCABE-THIELE-Diagramm durch ϵ ein Schnittpunkt (er sei mit x_S bezeichnet) der Arbeitsgeraden mit der Gleichgewichtskurve gegeben ist.

(26)

$$\epsilon = x_S$$

Weiter zeigt sich, daß die Bodenzahl n auch unendlich werden muß, wenn der Nenner der Gleichung (25) null wird, d.h. γ ist dadurch bestimmt zu

(27)

$$\gamma = \frac{1}{x_0 - x_S}$$

Jetzt ist nur noch die Bedeutung von x zu erläutern, wozu der Anstieg m der Arbeitsgeraden ebenso aus dem MCCABE-THIELE-Diagramm abgelesen werden kann, wie der Anstieg $y'(x_S)$

der Gleichgewichtskurve im Schnittpunkt x_S . Die Konstante α ist gegeben durch das Verhältnis der Anstiege der Arbeitsgeraden und der Gleichgewichtskurve im Schnittpunkt x_S :

(28)

$$\alpha = \frac{m}{y'(x_S)}$$

Wie aus Abbildung 7 zu ersehen ist, hat die Arbeitsgerade zwei Schnittpunkte mit der Gleichgewichtskurve, nämlich x_{S1} und x_{S2} . Das steht im Einklang damit, daß auch die Konstanten ε , γ und α je zwei Lösungen hatten, denen die Gleichungen (29) und (29') entsprechen:

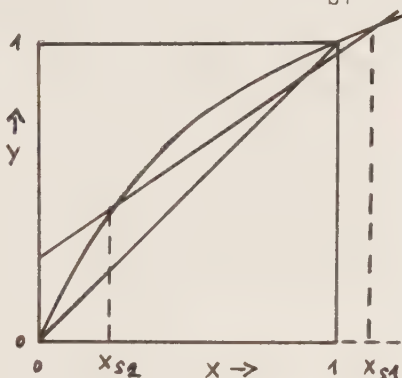


Abb. 7

(29)

$$\left[\frac{m}{y'(x_{S1})} \right] = \frac{\frac{1}{x_n - x_{S1}} - \frac{1}{x_{S2} - x_{S1}}}{\frac{1}{x_0 - x_{S1}} - \frac{1}{x_{S2} - x_{S1}}}$$

(29')

$$\left[\frac{m}{y'(x_{S2})} \right] = \frac{\frac{1}{x_n - x_{S2}} - \frac{1}{x_{S1} - x_{S2}}}{\frac{1}{x_0 - x_{S2}} - \frac{1}{x_{S1} - x_{S2}}}$$

mit der Reihenfolge $0, 1, 2, \dots, n$.

In der allgemeinen Form der Gleichungen (29) bzw. (29') sind auch die Spezialfälle der Gleichungen (12) und (16) enthalten; denn im Falle der Verstärkergeraden ist in (29)

$x_{S1} = 1$; $m = \frac{v}{v+1}$; $y'(x_{S1}) = \frac{1}{\alpha}$, und der Schnitt-

punkt x_{S2} ist aus der Gleichgewichtskurve und der Verstärkergeraden berechenbar, wie es aus der Gleichung für das Mindestrücklaufverhältnis

$$(30) \quad v = \frac{1}{(\alpha - 1) x}$$

abzulesen ist. Danach ist in Gleichung (12) x'' gegeben durch

$$(30') \quad x'' = \frac{1}{(\alpha - 1) v}$$

in Übereinstimmung mit dem früher erhaltenen Wert (9). Analog ist in Gleichung (29) auch der Spezialfall der Abtriebsgeraden gemäß Gleichung (16) mit $x_{S1} = 0$; $y'(S1) = \alpha$ und x_{S2} als Schnittpunkt der Abtriebsgeraden mit der Gleichgewichtskurve enthalten.

Die allgemeine Gleichung (29) und ihre Spezialfälle der Gleichungen (12) und (16) werden im folgenden laufend angewandt zur Berechnung der Anreicherung auf den verschiedenen Böden des Verstärkerteiles und des Abtriebsteiles in Abhängigkeit vom Rücklaufverhältnis bzw. Rückdampfverhältnis. Weiter läßt sich auch rechnerisch der Einfluß der Einspeisekonzentration feststellen.

1.3. Abtriebssäule.

Aus Abbildung 3 ist die Bilanzgleichung für die Gesamtmenge in der Abtriebssäule

$$(31) \quad F' = D' + A$$

ebenso abzulesen wie die Bilanzgleichung für deren Menge an Leichtersiedendem

$$(32) \quad F'x_{F'} = D'x_{D'} + Ax_A$$

So wie in der Rechnung für die Verstärkersäule das Rücklaufverhältnis v eingeführt wurde, bedeutet hier in der Durchrechnung der Abtriebsgeraden die Einführung des Rückdampfverhältnisses v' eine Vereinfachung unter der Voraussetzung eines idealen Zweistoffgemisches. Dabei ist das Rückdampfverhältnis definiert als Verhältnis des in der Abtriebssäule aufsteigenden Dampfes D' zur Sumpfproduktentnahme A

$$(33) \quad v' = \frac{D'}{A}$$

Zusammen mit Gleichung (31) kann daraus gebildet werden

$$(33') \quad v' + 1 = \frac{v'}{A}$$

$$(33'') \quad \frac{v' + 1}{v'} = \frac{F'}{D'}$$

so daß mit Gleichung (32) die Gleichung der Abtriebsgeraden angegeben werden kann zu

$$(34) \quad x_{D'} = \frac{v' + 1}{v'} x_{F'} - \frac{x_A}{v'}$$

Durch die Einspeisung wird die Verbindung zwischen dem Verstärkerteil und dem Abtriebsteil der Kolonne hergestellt. Und zwar steigt vom Einspeiseboden dampfförmig in den Verstärkerteil empor die Gesamtmenge

$$(35) \quad D = D' + \varphi M$$

und die Menge an Leichtersiedendem

$$(35') \quad D x_D = D' x_D' + \varphi M x_M$$

Vom Einspeiseboden läuft flüssig ab in den Abtriebsteil die Gesamtmenge

$$(36) \quad F' = F + (1 - \varphi) M$$

und die Menge an Leichtersiedendem

$$(36') \quad F' x_F' = F x_F + (1 - \varphi) M x_M$$

Dabei wurde zur Vereinfachung so gerechnet, als ob die Einspeisemenge die gleiche Konzentration an Leichtersiedendem aufweise wie der Betriebsinhalt des Einspeisebodens. Der Wärmeinhalt der Einspeisung ist charakterisiert durch φ , und es bedeutet :

$\varphi = 0$ M gelangt als Flüssigkeit mit Siedetemperatur auf den Einspeiseboden

$\varphi = 1$ M gelangt als Dampf mit Siedetemperatur auf den Einspeiseboden

Denn φ ist als dampfförmiger Anteil der Zulaufmenge M definiert gemäß

$$(37) \quad \varphi = \frac{q_E - q_{Sp}}{r}$$

mit q_E = Wärmeinhalt pro Mol einlaufenden Gemisches

q_{Sp} = Wärmeinhalt pro Mol Flüssigkeit auf dem Zulaufboden bei Siedetemperatur

r = Verdampfungs- bzw. Kondensationswärme pro Mol

Eliminieren von φ aus (35) und (36) ergibt

$$(38) \quad D - D' = F - F' + M$$

und aus (35') und (36')

$$(38') \quad D x_D - D' x_D' = F x_F - F' x_F' + M x_M$$

Durch Gleichung (38) und (38') ist gezeigt, wie durch die Einspeisung nach Menge und Konzentration die Mengen und Konzentrationen im Verstärkerteil mit denen im Abtriebsteil verbunden sind.

Zur Aufstellung der Gleichung der Abtriebsgeraden sind weiter aus Abbildung 3 für die Gesamtkolonne die Bilanzgleichungen für die Gesamtmenge

$$(39) \quad M = E + A$$

und für die Menge an leichtersiedendem

$$(39') \quad M x_M = E x_E + A x_A$$

anzugeben, die zusammen mit

$$(32) \quad F' x_F' = D' x_D' + A x_A$$

sowie (35) und (36) die Gleichung der Abtriebsgeraden ergeben

$$(40) \quad x_D' = \frac{F + (1-\varphi)M}{D - \varphi M} x_F' - \frac{M x_M}{D - \varphi M} + \frac{E x_E}{D - \varphi M}$$

Durch Einführung des Rücklaufverhältnisses v wird daraus die Gleichung der Abtriebsgeraden der Form

$$(40') \quad x_D' = \frac{\frac{v}{v+1} + (1-\varphi)\frac{M}{D}}{1 - \varphi \frac{M}{D}} x_F' - \frac{\frac{M}{D} x_M}{1 - \varphi \frac{M}{D}} + \frac{\frac{x_E}{v+1}}{1 - \varphi \frac{M}{D}}$$

Die Gleichung der Arbeitsgeraden im Abtriebsteil ist also bestimmt durch die Größen v und x_E , die schon bei der Gleichung der Verstärkergeraden auftraten, vermehrt um die Größen φ , $\frac{M}{D}$ und x_M . Durch diese fünf Variablen ist also zusammen mit der Zahl der theoretischen Böden im Abtriebsteil und dem Trennfaktor α die Reinheit x_A des Sumpfproduktes bestimmt und kann entweder graphisch nach McCABE-THIELE oder nach Gleichung (29) berechnet werden.

1.4. Einspeisung.

Durch die Einspeisung der Menge M mit der Konzentration x_M an Leichtersiedendem auf den Zulaufboden wird die Kolonne aufgeteilt in den Verstärkerteil und den Abtriebsenteil. Im McCABE-THIELE-Diagramm ist die Einspeisung gegeben durch den Schnittpunkt zwischen Verstärker- und Abtriebs-Geraden. Aus den Gleichungen (5) und (40') für diese Arbeitsgeraden ergeben sich die Koordinaten dieses Schnittpunktes :

$$(41) \quad X_S = \frac{X_M - X_E \frac{\varphi}{v+1}}{1 - \frac{\varphi}{v+1}}$$

$$(41') \quad Y_S = \frac{X_M \cdot v + X_E (1 - \varphi)}{v+1 - \varphi}$$

Verbindet man jetzt diesen Punkt, wie Abbildung 8 zeigt, mit dem Punkt $x = x_M$; $y = x_M$, so erhält man die bekannte, gestrichelt eingezeichnete Schnittpunktsgerade für die Einspeisung mit der gegenüber Gleichung (41) und (41') einfachen Form :

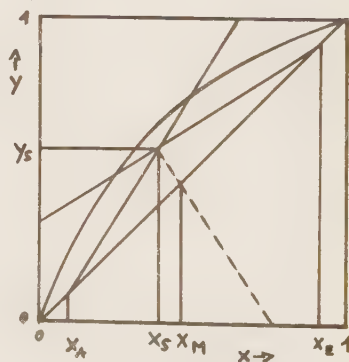


Abb. 8

$$(42) \quad X_D = \frac{\varphi-1}{\varphi} x_F + \frac{X_M}{\varphi}$$

Durch Einführen der Schnittpunktsgeraden hat man folgendes erreicht : Während bisher der Schnittpunkt der beiden Arbeitsgeraden auf Grund der Gleichungen von Verstärker- und Abtriebs- Geraden berechnet werden mußte, kann jetzt der Aufwand dafür herabgesetzt werden, indem man den Schnittpunkt

zwischen Verstärkergeraden und Schnittpunktsgeralen errechnet bzw. einzeichnet, wie es in Abbildung 9 für verschiedene φ ausgeführt wurde.

Der Wärmeinhalt des Zulaufgemisches war durch φ gegeben. Dabei können folgende Fälle auftreten : Das Zulaufgemisch kann auf den Zulaufboden gelangen

- (a) dampfförmig bei Siedetemperatur oder überhitzt
- (b) teilweise dampfförmig, teilweise flüssig
- (c) flüssig mit Siedetemperatur und Temperaturen unterhalb der Siedetemperatur.

Diesen Fällen entsprechen folgende φ - Werte :

- (a) $\varphi \geq 1$
- (b) $0 < \varphi < 1$
- (c) $0 \geq \varphi$

In Abbildung 9 ist die starke Abhängigkeit des Schnittpunktes zwischen Verstärker- und Abtriebs-Geralen von φ ersichtlich. So sei als Beispiel betrachtet, daß die gleiche Zulaufmenge und Konzentration im ersten Falle dampfförmig, im zweiten Falle flüssig mit Siedetemperatur in die Kolonne eingespeist werde. Im ersten Falle erhöht der Zulauf die vom Zulaufboden aufsteigende Dampfmenge. Im zweiten Falle vergrößert dieser Zulauf den Rücklauf im Abtriebsteil.

Um den Einfluß des durch φ charakterisierten Wärmeinhaltes der Einspeisung weiter zu klären, werde die Gleichung der Abtriebsgeraden betrachtet :

$$(40') \quad X_D' = \frac{\frac{V}{V+1} + (1-\varphi)\frac{M}{D}}{1 - \varphi\frac{M}{D}} X_F' - \frac{\frac{M}{D} X_M}{1 - \varphi\frac{M}{D}} + \frac{\frac{X_E}{V+1}}{1 - \varphi\frac{M}{D}}$$

Daraus wird für den Spezialfall der flüssigen Einspeisung mit Siedetemperatur ($\psi = 0$)

$$(43) \quad x_D^{i*} = \left[\frac{v}{v+1} + \left(\frac{M}{D} \right)^* \right] x_F^{i*} - \left(\frac{M}{D} \right)^* x_M^{i*} + \frac{x_E}{v+1}$$

wobei die interessierenden Größen x_F^i , x_D^i , $\frac{M}{D}$ und x_M für diesen Spezialfall mit einem Stern markiert werden.

Analog dazu sei die Gleichung der Abtriebsgeraden angegeben für dampfförmige Einspeisung mit $\psi = 1$

$$(43') \quad x_D^i = \frac{\frac{v}{v+1}}{1 - \frac{M}{D}} x_F^i - \frac{\frac{M}{D}}{1 - \frac{M}{D}} x_M - \frac{\frac{x_E}{v+1}}{1 - \frac{M}{D}}$$

Aus dem Vergleich zwischen (43) und (43') ist ersichtlich, daß die Abtriebsgerade für flüssige Einspeisung eine größere Steigung aufweist als für dampfförmige Einspeisung, weil die flüssig zugegebene Einspeisemenge im Abtriebsteil den Rücklauf verstärkt.

Der durch ψ gemessene Einfluß des Wärmeinhaltes des Zulaufs bei konstant gehaltener Zulaufmenge und Zulaufkonzentration läßt sich darlegen aus dem Vergleich von (40') mit (43). Und zwar ergibt der Vergleich der linearen Glieder sowie der der absoluten Glieder zwei Bestimmungsgleichungen für x_M^* und $\left(\frac{M}{D} \right)^*$ der Form:

$$(44) \quad x_M^* = \frac{x_M - \psi \frac{x_E}{v+1}}{1 - \frac{\psi}{v+1}}$$

$$(44') \quad \left(\frac{M}{D} \right)^* = \frac{\frac{M}{D} \left(1 - \frac{\psi}{v+1} \right)}{1 - \psi \frac{M}{D}}$$

Obige beiden Gleichungen besagen, daß auch bei beliebig vorgegebenem, durch ψ ausgedrückten Wärmeinhalt des Zulaufes

mit der Menge M und der Konzentration x_M so gerechnet werden kann, als fließe flüssig mit Siedetemperatur eine Menge M^* mit der Konzentration x_M^* in die Kolonne. Um die Gleichungen (44) und (44') anschaulich darzustellen, muß zuvor noch der Einfluß der Zulaufmenge M oder genauer des Verhältnisses $\frac{M}{D}$ (Zulaufmenge M zur Dampfmenge D) geklärt werden: Dabei sei von der Gleichung (43) der Abtriebsgeraden

$$(43) \quad x_D' = \left(\frac{v}{v+1} + \frac{M}{D} \right) x_F' - \frac{M}{D} x_M - \frac{x_E}{v+1}$$

ausgegangen, wobei bei festgehaltenem Rücklaufverhältnis $v=4$, festgehaltener Kopfproduktkonzentration $x_E=1$ und konstanter Zulaufkonzentration $x_M=40$ Mol.-% diese Abtriebsgerade nur noch vom Verhältnis $\frac{M}{D}$ abhängt, wie Abbildung 10 zeigt. Und zwar gehören zu den eingezeichneten Abtriebsgeraden die Werte $\frac{M}{D} = 0,8 ; 0,7 ; 0,6 ; 0,55 ; 0,5$ in der Reihenfolge abnehmenden Anstieges. Daraus ist zu ersehen, daß unter obigen Voraussetzungen zur Erreichung einer bestimmten Sumpfproduktkonzentration außer der erforderlichen Bodenzahl ein genau festgelegtes Verhältnis von Einspeisemenge zur Dampfmenge gehört.

Diese Abhängigkeit der Sumpfproduktkonzentration x_A vom Verhältnis $\frac{M}{D}$ ist in Abbildung 11 dargestellt. Hier ist weiter gezeigt, daß für $\frac{M}{D} \leq 0,5$ mit reinem Sumpfprodukt $x_A = 0$ gerechnet werden kann, wogegen sich die Konzentration x_E des Kopfproduktes in Richtung auf schlechteres Produkt verschiebt, weil zu viel Schwerersiedendes mit dem Dampf in den Kopf der Kolonne gelangt. Denn aus den beiden Bilanzgleichungen für die Gesamtkolonne

$$(39) \quad \begin{aligned} M &= E + A \\ M x_M &= E x_E + A x_A \end{aligned}$$

läßt sich die Abhängigkeit der Sumpfproduktkonzentration x_A

$$(45) \quad x_A = \frac{\frac{M}{D} x_M (v+1) - x_E}{\frac{M}{D} (v+1) - 1}$$

vom Verhältnis $\frac{M}{D}$ ebenso angeben wie die Abhängigkeit der Kopfproduktkonzentration x_E vom Verhältnis $\frac{M}{D}$:

$$(45') \quad x_E = x_A + (v+1)(x_M - x_A) \frac{M}{D}$$

Abbildung 11 besagt also, daß zu jeder geforderten Sumpfproduktkonzentration x_A ein ganz bestimmtes Verhältnis $\frac{M}{D}$ gehört und daß sowohl Schwankungen von $\frac{M}{D}$ in der einen wie in der anderen Richtung sich nachteilig auswirken. Dazu muß ergänzt werden, daß zu jeder Sumpfproduktkonzentration x_A und jedem Verhältnis $\frac{M}{D}$ eine ganz bestimmte Bodenzahl des Abtriebs-teils gehört, die durch Gleichung (29) festgelegt und berechenbar ist.

Der in Abbildung 9 aufgezeigte Einfluß des durch Ψ gegebenen Wärmeinhaltes des Zulaufes soll jetzt genauer untersucht werden. Dazu werden die durch Gleichung (44) und (44') aufgezeigten Abhängigkeiten in Abbildung 12 und 13 aufgetragen. Sie besagen, daß der beliebig vorgegebene und durch Ψ ausgedrückte Wärmeinhalt des Zulaufes der Menge M und Konzentration x_M ersetzt werden kann durch einen flüssigen Zulauf mit Siedetemperatur mit von x_M verschiedener Konzentration x_M^* und von M verschiedener Menge M^* . In Abbildung 12 ist x_M^* aufgetragen in Abhängigkeit von Ψ mit dem Rücklaufverhältnis v als Parameter. Dabei wurde ausgegangen von der Zulaufkonzentration $x_M = 50$ Mol.-% und der Kopfproduktkonzentration $x_E = 100$ Mol.-%. Deutlich ist der Einfluß des Rücklaufverhältnisses abzulesen, der besonders bei niedrigen Rücklaufverhältnissen

nissen und großen φ beachtlich wird. Abweichungen von $\varphi = 0$, (s. o.), d.h. der flüssigen Einspeisung mit Siedetemperatur, verändern x_M so zu x_M^* , daß für das hier interessierende φ und für hohe Rücklaufverhältnisse diese Konzentrationsänderung innerhalb des Konzentrationsgefälles zwischen zwei benachbarten Böden bleibt. Teilweise flüssiger, teilweise dampfförmiger Zulauf ($0 < \varphi < 1$) äußert sich wie eine Erniedrigung der Zulaufkonzentration gegenüber $\varphi = 0$, und diese ist um so ausgeprägter, je größer φ und je kleiner v wird. Umgekehrt entspricht ein Zulauf mit einer Temperatur, die kleiner als die Siedetemperatur des Zulaufgemisches ist ($-0,4 < \varphi < 0$), einer Erhöhung der Zulaufkonzentration gegenüber $\varphi = 0$, die um so größer ist, je tiefer die Zulauftemperatur liegt und je kleiner das Rücklaufverhältnis ist. Abbildung 14 zeigt die Abhängigkeit von φ von der Temperatur des Zulaufgemisches. Wegen der nicht konstanten spezifischen Wärmen von Benzol und Toluol im betrachteten Temperaturbereich läßt sich die Abhängigkeit der Größe φ von der Temperatur nicht als Gerade darstellen. Die spezifischen Wärmen von Benzol und Toluol liegen im betrachteten Temperaturbereich so dicht beieinander, daß die Kurve $\varphi = \varphi(t)$, aufgezeichnet in Abbildung 14, die genau nur für ein Benzol-Toluol-Gemisch von 50 : 50 Mol.-% gilt, auch eine gute Näherung darstellt für ein Benzol-Toluol-Gemisch anderer Zusammensetzung.

Die starke Abhängigkeit von x_M^* vom Rücklaufverhältnis (s. Abb. 12) wird dadurch verständlich, daß auf dem Zulaufboden die aufsteigenden Dämpfe und der ablaufende Rücklauf

im Austausch stehen mit der Zulaufmenge. Bei erhöhtem Rücklaufverhältnis tritt ein Verdünnungseffekt auf, der den Wärme- und Konzentrations-Austausch auf eine vergrößerte Gesamtmenge erweitert. Im Falle der Einspeisung mit einer Zulauf-temperatur, die unter der Siedetemperatur des Zulaufgemisches liegt, muß so viel Dampf kondensiert werden, bis das Einspeisegemisch auf Siedetemperatur gebracht ist. Dieser Effekt äußert sich also auch in einer Verschiebung des Verhältnisses Zulaufmenge zu Dampfmenge, wie anschließend genauer dargelegt wird. Da der kondensierte Dampf mehr Leichtersiedendes enthält als die Flüssigkeit auf dem Boden, wird dadurch nicht nur $\frac{M}{D}$ auf $(\frac{M}{D})^*$ verschoben, sondern auch die Konzentration x_M auf x_M^* . Diese Veränderung von $\frac{M}{D}$ auf $(\frac{M}{D})^*$ ist in Abbildung 13 aufgezeichnet in Abhängigkeit von φ mit verschiedenen Rücklaufverhältnissen als Parameter. Der Einfluß von φ auf $(\frac{M}{D})^*$ ist für große Rücklaufverhältnisse vernachlässigbar und nur bei kleinen Rücklaufverhältnissen verbunden mit großen Werten von φ bemerkenswert.

Ergänzend zu den Abbildungen 9, 12 und 13 ist in Abbildung 15 ein Ausschnitt aus dem MCCABE-THIELE-Diagramm vergrößert herausgezeichnet mit der Einspeisekonzentration $x_M = 50$ Mol.-%. Dabei ist die Anreicherung auf einem bzw. zwei theoretischen Böden im Verstärkerteil und im Abtriebsteil eingezeichnet (durch Fällen des Lotes, wie es die Pfeile andeuten). Es kann somit genau angegeben werden, bei welcher Konzentration auf einem Boden höher oder tiefer einzuspeisen ist für das betreffende Rücklaufverhältnis. In Abbildung 12 war der Einfluß vom Wärmehalt der Einspeisemenge auf x_M^* angegeben.

Jetzt kann zusammen mit Abbildung 15 festgestellt werden, daß der Einfluß von φ ($-0,4 \leq \varphi \leq 1$) für große Rücklaufverhältnisse ($v \geq 10$) auf x_M^* vernachlässigt werden kann, da die Abweichung $x_M - x_M^*$ innerhalb eines halben Bodenäquivalentes liegt (in Abbildung 15 durch die gestrichelten Linien angedeutet). Für das Rücklaufverhältnis $v = 5$ ist bei der Konzentration von 43,3 Mol.-% (s. Abb. 15) das halbe Bodenäquivalent überschritten, so daß ab dieser Einspeisekonzentration tiefer eingespeist werden muß, was gemäß Abbildung 12 bei $\varphi = 0,75$ der Fall ist. Für das Rücklaufverhältnis $v = 2$ ist der Fall noch komplizierter. Diesem Rücklaufverhältnis dürfte jedoch nur geringer praktischer Wert zukommen, da es für das vorliegende Trennproblem zu niedrig ist, was man daraus ersieht, daß die Gleichgewichtskurve von der Verstärkergeraden bei $x = \frac{1}{v(\alpha-1)} = \frac{1}{2(2,43-1)} = 35$ Mol.-% geschnitten wird. Darum ist in Abbildung 12 die Kurve $x_M^* = x_M^*(\varphi)$ von dort ab auch nur gestrichelt ausgezeichnet worden. Um den Einlaufboden N mit $x_M = 50$ Mol.-% liegen bei $v = 2$ die Konzentrationsgrenzen für ein halbes theoretisches Bodenäquivalent bei 47,5 und 53,5 Mol.-% entsprechend $\varphi = 0,12$ und $\varphi = -0,25$ (s. Abb. 15). Für den Boden N + 1 liegen die Konzentrationsgrenzen für ein halbes Bodenäquivalent bei 53,5 und 61,2 Mol.-%, für den Boden N - 1 bei 47,5 und 41,6 Mol.-% und für den Boden N - 2 bei 41,6 und 34,0 Mol.-%. Es kann sofort festgestellt werden, daß der Einfluß von φ auf x_M^* für sehr kleine Rücklaufverhältnisse ($v = 2$) eine Verschiebung von x_M^* gegenüber $x_M = 50$ Mol.-% um einige Bodenäquivalente darstellen kann. Für

den praktischen Fall jedoch mit $v = 4$ oder $v = 5$ wird der veränderte Wärmeinhalt der Einspeisemenge (dampfförmig statt flüssig mit Siedetemperatur) maximal die Veränderung der Einspeisehöhe um einen Boden fordern. Bei flüssiger Einspeisung mit Temperaturen zwischen Siedetemperatur und Zimmertemperatur liegt x_M^* für $v = 4$ bzw. $v = 5$ sogar innerhalb eines halben Bodenäquivalentes, d.h. das flüssige Gemisch kann unabhängig von seiner Temperatur auf dem selben Boden einlaufen.

Beim Betrachten der Gleichung (44)

$$(44) \quad x_M = \frac{x_M - \varphi \frac{x_M}{v+1}}{1 - \frac{\varphi}{v+1}}$$

fällt ins Auge, daß φ mit v gekoppelt ist. Man könnte also vorschlagen, die durch φ verursachte Änderung von x_M auf x_M^* (teilweise) rückgängig zu machen durch Veränderung des Rücklaufverhältnisses v . Das ist jedoch nicht zu empfehlen; denn das Rücklaufverhältnis war gerade so gewählt, daß bei vorgegebener Bodenzahl im Verstärkerteil das Kopfprodukt nach Menge und Spezifikation eingestellt wird. Außerdem würde eine Veränderung des Rücklaufverhältnisses gemäß φ in die bisher eindeutige Regelung (s.u.) der Verstärkersäule eingreifen.

In Abbildung 16 ist noch einmal der Einfluß des Wärmeinhaltes der Zulaufmenge für verschiedene Einspeisekonzentrationen zu ersehen. Dabei wird in allen fünf eingezeichneten Einspeisungen das Benzol-Toluol-Gemisch nicht mit Siedetemperatur (s.Abb. 17), sondern mit 30°C eingespeist. Diese Temperaturdifferenz von rund 60° ist die Ursache der kleinen senkrechten Verbindungsstücke zwischen Verstärker- und Abtriebsgeraden. Es ist ersichtlich, daß erst große Differenzen zwi-

schen Einspeise- und Siede-Temperatur einen merklichen Einfluß im oben beschriebenen Sinne haben (s. Abb. 17) .

Zusammenfassend kann gesagt werden : Wird die Zulaufmenge nicht flüssig mit Siedetemperatur in die Kolonne eingebracht, sondern entweder flüssig mit tieferer Temperatur oder teils flüssig, teils dampfförmig (oder auch nur dampfförmig) , so verhält sich die Kolonne genauso, als würde flüssig mit Siedetemperatur eingespeist, aber mit einer von M auf M^* veränderten Zulaufmenge und einer von x_M auf x_M^* veränderten Zulaufkonzentration. Hier kann also hervorgehoben werden, daß mit dem Wärmeinhalt der Zulaufmenge kein neuer, unabhängiger Parameter auftaucht, sondern daß dieser Einfluß zurückgeführt werden kann auf schon bekannte Regelgrößen. Ein spezieller Regler für die Zulauftemperatur kann also entfallen.

1.4.1 . Höhe des Zulaufbodens.

Aus Abbildung 16 ist zu ersehen, wie den durch Pfeile markierten fünf Zulaufböden die Zulaufkonzentrationen zugeordnet sind. So muß also ein " 86iger Benzol " (Mol.-%) bei dem vorliegenden Rücklaufverhältnis $v = 4$ genau drei theoretische Böden höher in die Kolonne zulaufen als " 50iger Benzol " (Mol.-%) . Für beliebige Zwischenwerte ist aus Abbildung 16 der zugehörige nächstliegende Boden abzulesen. Jetzt interessiert die Frage, welchen Einfluß auf die Kolonne eine Einspeisung auf einen der Konzentration nach nicht ent-

sprechenden Boden hat ; d.h. eine Einspeisung mit einer Konzentration, die nicht zwischen der Konzentration des vom Boden ablaufenden Gemisches und der Konzentration des dem Boden zulaufenden Rücklaufes liegt. So ist in Abbildung 18 sowohl der Fall eingezeichnet, daß das Benzol-Toluol-Gemisch mit dem Molverhältnis 50:50 zu hoch als auch zu niedrig in die Kolonne eingespeist wird. Die Ergebnisse sind in Abbildung 19 eingetragen. Als Beispiel sei angenommen, daß dieses " 50iger Benzol " zwei theoretische Böden zu tief in die Kolonne einlaufe. Diese beiden theoretischen Böden liegen also über dem Zulaufstutzen, d.h. sie liegen auf der Verstärkergeraden, während sie bei richtiger Einspeisung im Abtriebsteil zu liegen haben. Aus Abbildung 18 und 19 ist abzulesen, daß das Zulaufgemisch nach Durchmischung mit dem auf den Zulaufboden fließenden Rücklauf eine Konzentration an leichtersiedendem von 36,5 Mol.-% als Konzentration auf dem Zulaufboden aufweist. Um diese Abreicherung von 50 Mol.-% auf 36,5 Mol.-% zu erreichen, ist aber bei Einspeisung auf den richtigen Boden nur etwas mehr als ein theoretischer Boden notwendig. Denn in Abbildung 19 gibt die nahezu gerade Kurve die Abhängigkeit der Bodenkonzentration von der Zahl der erforderlichen theoretischen Böden für eine Zulaufkonzentration von 50 Mol.-% bei einem Rücklaufverhältnis von $v = 4$. Die S-förmige Kurve gibt die Konzentration auf dem Zulaufboden, wenn der Zulauf um einige theoretische Böden zu hoch oder zu tief über dem richtigen Boden liegt. Daraus ist zu ersehen, daß etwa bei einer Einspeisung um einen Boden zu hoch dieser Boden zu etwa $1/3$ desaktiviert wird. Liegt der Zulaufstutzen dagegen um einige (etwa fünf)

theoretische Böden zu hoch, so bedeutet das für die Kolonne schon eine beachtliche Reduzierung ihrer Trennleistung; denn diese fünf theoretischen Böden ergeben nur eine Anreicherung von 50 Mol.-% auf 71 Mol.-%, wozu dagegen bei richtiger Einspeisung nur 1,5 theoretische Böden benötigt werden für dieselbe Anreicherung. Diese fünf Böden zwischen wirklichem und günstigstem Zulaufboden sind also zu ca. 70 % desaktiviert. Sollte der wirkliche Zulaufboden noch weiter von dem günstigsten entfernt sein, so zeigt der steile Anstieg der S-Kurve in Abbildung 19, daß die Desaktivierung der dazwischen liegenden Böden sehr schnell groß wird, so daß dann die Trennleistung der Kolonne für das vorliegende Problem nicht mehr ausreichend ist. Darum sei schon hier auf die Bedeutung der richtigen Wahl des Zulaufstutzens hingewiesen.

1.5. Regelgrößen der Kolonne.

Nachdem sowohl der Verstärkerteil der Kolonne als auch der Abtriebsteil der Kolonne sowie der beide verbindende Zulauf untersucht worden sind, soll jetzt geklärt werden, durch welche möglichst unabhängige Regelgrößen die Kolonne in ihrer optimalen Fahrweise betrieben werden kann. Zu diesem Zwecke sei zunächst der Verstärkerteil untersucht. Die Anreicherung im Verstärkerteil ist bestimmt durch die Zahl n der theoretischen Böden zwischen der gegebenen Gleichgewichtskurve

$$(1) \quad x_D = \frac{\alpha x_F}{1 + (\alpha - 1) x_F}$$

und der Arbeitsgeraden

$$(5) \quad X_D = \frac{v}{v+1} X_F + \frac{X_E}{v+1}$$

die berechnet werden konnte gemäß Gleichung (29) oder in ihrer vereinfachten Form mit $x_E = 1$ gemäß

$$(21) \quad \left(\frac{v}{v+1} \alpha \right)^n = \frac{\frac{1}{x_n - 1} - \frac{1}{x^n - 1}}{\frac{1}{x_0 - 1} - \frac{1}{x^n - 1}}$$

Da die Konzentration x_n auf dem n-ten theoretischen Boden bei gegebener Zulaufkonzentration $x_M = x_0$ und gegebenem Trennfaktor α durch obige drei Gleichungen berechnet werden kann, ist die ganze Konzentrationsverteilung

$$(6'') \quad x_{E,n} = x_{E,n} (v, n)$$

in dem Verstärkerteil festgelegt. Im besonderen ist die Kopfproduktkonzentration

$$(6''') \quad x_E = x_E (v)$$

dadurch bestimmt. Die einzige unabhängige Größe ist also das Rücklaufverhältnis v , das folglich als unabhängige Regelgröße für den Konzentrationsverlauf im Verstärkerteil in Frage kommt.

Analog zu obigen Untersuchungen im Verstärkerteil taucht jetzt die Frage auf, welche Regelgrößen die Konzentrationsverteilung in der Abtriebssäule bestimmen. Auch dort ist die Anreicherung festgelegt durch die Gleichgewichtskurve

$$(1) \quad X_D = \frac{\alpha X_F}{1 + (\alpha - 1) X_F}$$

und die Arbeitsgerade. In der Gleichung der Abtriebsgeraden

$$(43) \quad X_D^{1*} = \left(\frac{v}{v+1} + \left(\frac{M}{D} \right)^* \right) X_F^{1*} - \left(\frac{M}{D} \right)^* X_M^* + \frac{X_E}{v+1}$$

braucht der Einfluß des Wärmeinhaltes des Zulaufes nicht berücksichtigt werden, da dieser ersetzt werden kann - wie oben gezeigt wurde - durch ein verändertes Verhältnis $\left(\frac{M}{D}\right)^*$ von Zulaufmenge zu Dampfmenge und eine veränderte Zulaufkonzentration x_M^* gemäß den Gleichungen (44) und (44') . Die Gleichung der Arbeitsgeraden in der Abtriebssäule (43) unterscheidet sich von der der Arbeitsgeraden in der Verstärkersäule (5) durch das zusätzliche lineare Glied $\left(\frac{M}{D}\right)^* x_F^*$ und das absolute Glied $\left(\frac{M}{D}\right)^* x_M^*$. Das lineare Glied besagt, daß sich eine Veränderung des Verhältnisses $\left(\frac{M}{D}\right)^*$ in einer Veränderung des Anstieges der Arbeitsgeraden im Abtriebsteil äußert, wobei die Lage des Schnittpunktes zwischen Verstärker- und Abtriebs-Geraden unverändert bleibt, wie Abbildung 10 zeigt. Ferner besagt das zusätzliche absolute Glied, daß für festgehaltenes Verhältnis $\left(\frac{M}{D}\right)^*$ eine Veränderung der Zulaufkonzentration x_M^* eine Parallelverschiebung der Abtriebsgeraden darstellt, wie Abbildung 20 zeigt.

In der Verstärkersäule wird die Benzolkonzentration von der Zulaufkonzentration x_M auf die Kopfproduktkonzentration x_D dadurch angereichert, daß bei der als gegeben vorausgesetzten Bodenzahl gemäß der Anreicherungs-gleichung (29)

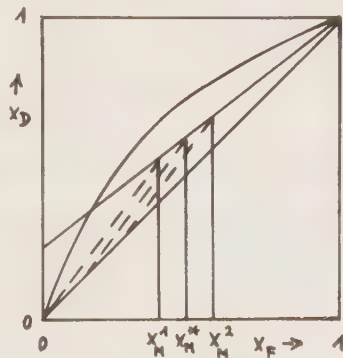


Abb. 20

das Rücklaufverhältnis geeignet gewählt wird. Ändert sich jetzt die Einspeisekonzentration, so muß ihr entsprechend um

so viel Böden höher oder tiefer eingespeist werden, daß bei unverändertem Rücklaufverhältnis die gleiche Kopfproduktkonzentration x_E erreicht wird, wie es Abbildung 16 zeigt. Hierdurch ist gewährleistet, daß das Rücklaufverhältnis und somit die Kopfproduktkonzentration praktisch unabhängig ist von der Einspeisekonzentration. Aus diesem Grunde läßt sich das Konzentrationsbild über die ganze Verstärkerkolonne - und somit auch die Kopfproduktkonzentration - eindeutig regeln durch das Rücklaufverhältnis.

Bei dem Versuch, auch für die Abtriebssäule Regelgrößen festzustellen, fällt als erstes auf, daß hier zwei Größen auftreten, nämlich das Verhältnis $\frac{M}{D}$ (Einspeisemenge zu Dampfmenge) sowie die Einspeisekonzentration x_M . Es ist also das Konzentrationsbild über die ganze Abtriebssäule - im besonderen die Sumpfproduktkonzentration - bestimmt für konstant vorausgesetztes Rücklaufverhältnis, wenn entweder $\frac{M}{D}$ oder x_M konstant ist. Im ersten Falle ist die Einspeisekonzentration eine eindeutige Regelgröße für die Abtriebssäule, im zweiten Falle das Verhältnis $\frac{M}{D}$. Beide Regelgrößen, $\frac{M}{D}$ und x_M , lassen sich mit einigem Aufwand, etwa mit einer elektronischen Rechenmaschine, auf Grund obiger Gleichungen auch gemeinsam ausregeln. Das ist möglich, da sie beide unabhängig von einander sind, und ihr Einfluß auf die Abtriebsgerade verschieden ist, wie oben beschrieben wurde.

Es läßt sich also der Konzentrationsverlauf über die gesamte Abtriebssäule - im besonderen die Sumpfproduktkonzentration - angeben und regeln durch die beiden Variablen Einspeisekonzentration x_M und Verhältnis $\frac{M}{D}$ von Einspeisemenge zu Dampfmenge.

Nachdem hiermit der Konzentrationsverlauf über die gesamte Kolonne in Abhängigkeit von den theoretisch möglichen Variablen für den Gleichgewichtszustand untersucht wurde, ist noch hinzuzufügen, daß das Zeitverhalten der Kolonne zwar mit beträchtlichem Aufwand beschrieben werden kann ; die dabei auftretenden Differentialgleichungen können aber in den seltensten Fällen exakt gelöst werden.

In der Einleitung war die Definition der Regelung der Kolonne auf ein "wirtschaftliches Optimum" gegeben worden, die kurz zusammengefaßt besagte : Maximale Anreicherung im Kopf und Sumpf der Kolonne bei maximalen Durchsätzen und minimalem Energieaufwand und minimalen Kosten (s.o.) . Das kann nach Einstellen des konstruktiv-wirtschaftlichen Optimums erreicht werden durch "Fahren" der Kolonne in ihrem regeltechnischen Optimum. Letzteres kann nach der oben gegebenen Theorie so erfüllt werden, daß für die aufgezeigten Regelgrößen

- (1) Dampfmenge D
- (2) Rücklaufverhältnis v
- (3) Einspeise-Konzentration x_M
- (4) Einspeise-Menge M

die für das vorliegende Trennproblem optimalen Werte errechnet und als Sollwert der Regelung vorgegeben werden. Denn die optimale Dampfmenge D bedingt maximale Durchsätze bei maximalem Bodenwirkungsgrad. Das zu einer geforderten Kopfprodukt-Spezifikation optimale Rücklaufverhältnis v ergibt minimalen Energieaufwand und minimale Kühlleistung am Kopfkondensator. Optimale Einspeisung in die Kolonne (d.h. auf den Boden mit der entsprechenden Konzentration x_M) bedeutet, daß keine Bö-

den partiell deaktiviert werden, d.h., daß im Kopf und Sumpf maximal angereichert wird. Schließlich bedeutet auch eine optimale Einspeise-Menge M eine maximale Anreicherung im Kopf bzw. Sumpf der Kolonne im Hinblick auf diese Regelgröße.

Obige vier Variablen können nach der Theorie nicht vollständig von einander separiert werden ; bei nur kleinen Störampplituden kann aber in der Praxis diese Kopplung oft vernachlässigt werden. Es wird ausgegangen von der Regelung der Dampfmenge durch den Druckabfall zwischen Kopf und Sumpf der Kolonne (s.u.). Für konstante Dampfmenge kann anschließend im Verstärkerteil die Kopfproduktkonzentration durch Regelung des Rücklaufverhältnisses eingehalten werden. Für konstante Dampfmenge und konstantes Rücklaufverhältnis kann im Abtriebs- teil der Kolonne die Sumpfproduktkonzentration eingestellt werden durch gleichzeitige Regelung der beiden Regelgrößen Einspeise-Menge und Konzentration.

2. Anwendung der Theorie auf die Regelung.

In der im Verlauf der Untersuchungen aufgestellten Theorie waren vier Einflußgrößen als Regelgrößen für den Konzentrationsverlauf über die gesamte Kolonne (also auch für die Anreicherungen im Kopf und Sumpf der Kolonne) erkannt worden. Diese werden im folgenden in ihrem Einfluß auf diese Konzentrationsverteilung eingehender beschrieben.

2.1. Regelung auf ein wirtschaftliches Optimum.

Für jedes gestellte Trennproblem können für jede der vier Regelgrößen die optimalen Werte errechnet werden, die dann als Sollwert für diese Regelgrößen eingesetzt werden. Diese optimalen Werte lassen sich, wie an Hand des folgenden Beispiels gezeigt wird, leicht auf Grund der oben gegebenen Theorie berechnen. Weiter besagt jedoch die angestrebte Regelung der Kolonne auf ein regeltechnisches Optimum, daß diese vier Regelgrößen, soweit es Theorie und Praxis ermöglichen, von einander separiert werden sollen, indem Meßfühler und Stellglieder aller vier Regler geeignet zu wählen und an bestimmten Stellen in die Kolonne einzubauen sind, wie es unten beschrieben wird. Dieses regeltechnische Optimum ergibt zusammen mit dem konstruktiv-wirtschaftlichen Optimum das "wirtschaftliche Optimum" der Kolonne (s. Einleitung).

2.1.1. Beschreibung der Apparatur.

Die im folgenden beschriebene Kolonne weist gegenüber einer Industrie-Kolonne von der Sicht der Regeltechnik aus beachtliche zusätzliche Totzeiten und Verzögerungen auf, die einmal

in der Dimensionierung der Kolonne ihre Ursache haben, zum anderen absichtlich durch zusätzliche Totvolumina in den Zuleitungen erzeugt werden (s. u.). Zusammen mit der Wahl und Einstellung der Regler ist also ein Zeitverhalten des Regelkreises zu erwarten, das sich in erster Linie für Zeitstudien eignet. Erst daraus läßt sich anschließend die günstigste Wahl und Einstellung der Regler angeben (s. u.).

Es wurde eine Glockenbodenkolonne mit 25 praktischen Böden aufgebaut. Jeder Boden hat einen inneren Durchmesser von 10,5 cm, und der Abstand von Boden zu Boden beträgt 10 cm. Auf jedem Boden sind vier Glocken mit gezackten Rändern vom Durchmesser 2,45 cm angebracht. Der Rücklauf fließt vom höher gelegenen Boden herabkommend in einen Becher, während der Ablauf sich ihm diametral gegenüber befindet und in ein langes Überlaufrohr ausmündet, das den Rücklauf zum darunter gelegenen Boden führt. Das Material der Böden besteht aus Messing. Vom obersten Boden der Kolonne gelangt der Dampf über ein Geiströhr mit Thermometer in einen Kondensator (s. Abb. 21 und 22), in dem obige Dämpfe total kondensiert werden an von Kühlwasser durchflossenen Kupferspiralen. Der Kondensator ist durch eine Entlüftungsleitung mit der Außenwelt verbunden, da die Kolonne bei Atmosphärendruck betrieben wird. Aus dem Kondensator fließt das Produkt mit Siedetemperatur ab und teilt sich in einen Strom, der als Rücklauf in die Kolonne zurückläuft, und in einen zweiten Strom, der als Kopfprodukt abläuft. Anschließend teilt sich dieser Strom, um dann wieder zusammen zu fließen, wobei in dem einen Zweig ein Handvorstell-Ventil H, in dem anderen 4weig ein Motor-Ventil M die Ablaufmenge regelt. Dieses Kopfprodukt läuft weiter ab

durch einen Kühler, um schließlich bei Zimmertemperatur in einem belüfteten Kanister gelagert zu werden. Als Verdampfer wurde ein Umlaufverdampfer gewählt, bestehend aus einem zentralen Zylinder von ca. 15 Liter Fassungsvermögen und vier angeschweißten Kupferrohrschleifen. Diese Kupferrohrschleifen haben einen Innendurchmesser von 3,5 cm und sind an ihrem herausragenden Arm auf einer Länge von ca. einem halben Meter mit Heizdraht umwickelt. Der Betriebsinhalt dieser vier Kupferschleifen beträgt zusammen etwa 6 Liter, die durch die elektrische Heizung in den Kupferschleifen einen erzwungenen Umlauf vollführen. In etwa $\frac{1}{3}$ der Höhe des Aufkochers befindet sich ein Ablaufstutzen, durch den das Sumpfprodukt abgezogen werden kann. Dann läuft das Sumpfprodukt durch ein mit flexiblen Metallschläuchen versehenes Ablaufrohr, das in seiner Höhe verstellbar ist, wodurch der Flüssigkeitsstand im Aufkocher verändert werden kann. Anschließend an diesen Überlauf durchfließt das Sumpfprodukt verschiedene Kühler. Schließlich wird das Sumpfprodukt bei etwa Zimmertemperatur in einem 25-Liter-Kanister gelagert. Sowohl der Kanister mit dem Sumpfprodukt als auch der mit dem Kopfprodukt sind auf einem Metallgestell erhöht gelagert, so daß jedes Produkt unter Gefälle abgelassen werden kann in einen Mischkanister. Von dort kann das Gemisch mit einer Pumpe in einen Hochbehälter von 25 Liter gefördert werden, der das Vorratsgefäß für die anschließende Einspeisung darstellt. Mit diesen Vorratsgefäßen, dem Mischkanister und der Pumpe kann die Kolonne mit beliebigen Einspeisekonzentrationen im geschlossenen Kreislauf gefahren werden. Die Einspeisung erfolgt so, daß das Benzol-Toluol-Gemisch aus dem Vorratsgefäß V unter

eigenem Gefälle einen Mengenhmesser R durchläuft, um anschließend in zwei Ströme aufgeteilt zu werden (s. Abb. 23) . Der eine Flüssigkeitsstrom kann mit einem Handvorstell-Ventil H, der andere mit einem Motor-Regel-Ventil M in seiner Durchflußmenge geregelt werden. Anschließend werden beide Flüssigkeitsströme wieder zusammengeführt, um über einen unten beschriebenen Verteilermechanismus in die Kolonne zu gelangen. Dabei kann die Einspeisemenge auf fünf verschiedene Böden aufgegeben werden, nämlich den Böden 11 bis 15 (vom Sumpf her gezählt) , wie es Abbildung 21 und Abbildung 24 zeigen. Außer am Kopf und am Sumpf der Kolonne können, wie in Abbildung 24 angedeutet, noch an acht weiteren, gleichmäßig über die Kolonne verteilten Entnahmeventilen Proben gezogen werden, die nach Abbildung 17 durch Messung der Brechungsindices (bei 20°C) die Benzol-Konzentration an der betreffenden Stelle der Kolonne angeben. Ein weiterer Weg zur Berechnung der Bodenkonzentration geht über die Siedetemperatur des Gemisches auf dem betreffenden Boden. Im Geistrohr und im Sumpf der Kolonne befindet sich je ein Quecksilberthermometer. Über die Kolonne sind ferner neun Widerstandsthermometer verteilt, die in die Sprudelschicht des Bodens eintauchen, deren Temperatur an einem Kreuzspulmeßgerät abgelesen werden kann. Abbildung 17 gibt den Zusammenhang zwischen dieser Siedetemperatur und der gesuchten Bodenkonzentration in Mol.-% Benzol. Daraus läßt sich gemäß Abbildung 2 die Bodenkonzentration in Gewichts-% Benzol ablesen, während sich durch Abbildung 1 die Dämpfkonzentration über dem betreffenden Boden angeben läßt.

2.1.2. Regelgröße Dampfmenge.

Bei der Berechnung der Dampfgeschwindigkeit in der Kolonne ist auszugehen von dem spezifischen Gewicht des Dampfes.

Aus dem spezifischen Gewicht des Benzoldampfes am oberen Ende der Kolonne (bei 80°C)

$$\gamma_{\text{Benzol}} = \frac{78 \cdot 273}{224 (273 + 80)} = 2,69 \text{ kg/m}^3$$

und dem spezifischen Gewicht des Toluoldampfes am unteren Ende der Kolonne (bei 110°C)

$$\gamma_{\text{Toluol}} = \frac{92 \cdot 273}{224 (273 + 110)} = 2,93 \text{ kg/m}^3$$

läßt sich der Mittelwert

$$\gamma_M = 2,81 \text{ kg/m}^3$$

für das spezifische Gewicht der Dämpfe in der Kolonne angeben. Daraus läßt sich gemäß der Näherungsformel

$$W = \frac{0,818}{\sqrt{\gamma_M}} = 0,49 \text{ m/sec}$$

die mittlere Dampfgeschwindigkeit berechnen. Mit einer Sprudelhöhe auf dem Boden von $\Delta H \approx 6 \text{ cm}$, einem Glockendurchmesser von $d_g = 2,45 \text{ cm}$ und den spezifischen Gewichten in der Flüssigkeit

$$\gamma_{\text{BF}} = 0,82 \text{ g/cm}^3 \quad (\text{Benzol})$$

$$\gamma_{\text{TF}} = 0,78 \text{ g/cm}^3 \quad (\text{Toluol})$$

und für den Mittelwert

$$\gamma_F = 800 \text{ kg/m}^3$$

läßt sich die maximale Dampfgeschwindigkeit w_D angeben zu

$$w_D = \frac{3,4}{\sqrt[3]{d_g^2}} \cdot \sqrt{\frac{800}{2,81}} \approx 80 \text{ cm/sec}$$

Dann beträgt das pro Zeiteinheit durch den Bodenquerschnitt
(105 mm $\varnothing$) durchströmende Dampfvolumen

$$\begin{aligned} v &= \pi \cdot r^2 \cdot w_D \\ &\approx 7000 \text{ cm}^3 / \text{sec} \\ &\approx 25 \text{ m}^3 / \text{h} \end{aligned}$$

Dieses Dampfvolumen entspricht 70,25 kg/h . Bei einer Zulauf-
temperatur von 20°C hat Benzol eine Verdampfungswärme
von 104,0 Kcal/kg , Toluol eine solche von 97,3 Kcal/kg .
Im Mittel ergibt das 100,7 Kcal/kg . Um obige 70,25 kg
zu verdampfen, sind 7070 Kcal = 8,24 KWh erforderlich. Um
Verluste mit einzukalkulieren (im wesentlichen durch un-
vollkommene thermische Isolierung verursacht) wird die
elektrische Heizung auf eine ca. 25% höhere Leistung von
10,4 KW ausgelegt. Dazu sind bei einer Spannung von 220
Volt 47 Ampere erforderlich. Aus dem Sumpf der Kolonne
steigen pro Stunde rund 70 kg Dämpfe in die Kolonne auf,
um schließlich im Kopfkondensator total kondensiert zu werden.
Bei einem Rücklaufverhältnis von $v = 4$ werden somit pro
Stunde 14 kg Benzol als Kopfprodukt abgezogen ; mit einer
ähnlichen Menge Toluol hat man im Sumpf zu rechnen bei einer
mittleren Einspeisekonzentration. Durch die Summe von Kopf-
produkt- und Sumpfprodukt-Menge ist auch die Einspeisemenge
festgelegt zu ca. 28 kg/h . Den Zusammenhang zwischen Heiz-
leistung, Dampfmenge, Rücklaufverhältnis und Kopfprodukt-
menge gibt das Nomogramm der Abbildung 25 .

Um eine möglichst große Wärmeübergangsfläche zu erhalten,
wurde eine Umlaufheizung gewählt, wobei im inneren Zylinder
die Sumpfflüssigkeit absteigt, um anschließend in den äußeren

Schenkeln mit Dampfblasen durchsetzt aufzusteigen. Jeder dieser vier äußeren Schenkel ist umwickelt von zwei aneinander anschließenden Heizwicklungen gleichen Widerstandes von 37,3 Ohm, die bei 5,9 Ampere und 220 Volt je 1,3 KW ergeben. Diese Heizleistungen sind durch Regeltransformatoren bzw. Vorschaltwiderstände praktisch stufenlos veränderbar, wobei Meßgeräte die jeweils aufgewandte elektrische Energie anzeigen. Für den Fall, daß das Kühlwasser ausfällt, ist eine Alarmanlage eingebaut. Die Dampf-Menge und Geschwindigkeit wird über den Druckabfall in der Kolonne wie bekannt geregelt. Dazu wurde am obersten und am untersten Abschlußstück der Kolonne je ein Ansatzstutzen angebracht, von dem die Dämpfe schräg aufwärts in einen kleinen Kondensator gelangen, um verflüssigt wieder zurück zu fließen. Zwischen diesen beiden Meßstellen wird über Puffervolumina an einem Quecksilberschrägmanometer die Druckdifferenz geregelt. Ein Platindraht taucht in das Quecksilber und je nach Dämpfegeschwindigkeit d.h. Kolonnendifferenzdruck ist der Stromkreis zwischen Platindraht und Quecksilber (über ein Relais) geschlossen oder geöffnet. In diesem Regeltakt werden zwei der obigen Heizwicklungen eingeschaltet, während die sechs anderen Heizwicklungen dauernd mit dem Netz verbunden sind. Durch Vorschaltwiderstände kann das Verhältnis Grundlast zu Regellast in weiten Grenzen variiert werden. Bei einem Druckabfall von ca. 3 Torr pro praktischen Boden für die vorliegende Kolonne ist der Einfluß des Rektifikationsdruckes auf die Gleichgewichtskurve praktisch vernachlässigbar ; denn es ist, wie Abbildung 26 zeigt, ein Überdruck von einer halben Atmosphäre erforderlich, um die gestrichelte Gleichgewichtskurve zu erhalten.

Um die Regelgröße Dampfmenge auf ein Optimum zu bringen, muß die Abhängigkeit des Bodenwirkungsgrades von der Dampfgeschwindigkeit (oder Dampfmenge) gemessen werden . Dabei ist der Bodenwirkungsgrad s definiert als das Verhältnis der Zahl der praktischen Böden n_{pr} zur Zahl der theoretischen Böden n_{th} :

$$s = \frac{n_{pr}}{n_{th}}$$

Die Kolonne wird im unendlichen Rücklauf betrieben, so daß für die Anreicherung von x auf y Mol.-% Leichtersiedendes auf n theoretischen Böden die bekannte Gleichung gilt

$$\alpha^n = \frac{\frac{y}{1-y}}{\frac{x}{1-x}}$$

mit $\alpha = 2,43$ für Benzol-Toluol bei 760 Torr.

Es wurden für verschiedene Dampfgeschwindigkeiten die Anreicherungen in der Kolonne gemessen und gemäß obigen beiden Gleichungen der Bodenwirkungsgrad errechnet. Diese Rechnung läßt sich allgemeiner ausführen für die Abhängigkeit der Benzolkonzentration von der Bodenzahl für unendliches Rücklaufverhältnis, wie Abbildung 27 zeigt. Dort läßt sich direkt die Zahl der theoretischen Böden n_{th} angeben, die einer Anreicherung von x auf y Mol.-% Benzol entspricht. So wird man die Temperaturen auf den betreffenden Böden messen und daraus die Zahl der theoretischen Böden ablesen. In Abbildung 27 sind auch diese Siedetemperaturen aufgezeichnet. Man kann also für zwei gemessene Bodentemperaturen sofort die Zahl der dazwischen liegenden theoretischen Böden angeben, wobei man die häufig auszuführende Rechnung durch die einmalige Konstruktion der Abbildung 27 ersetzt. Die Abbildung

28 zeigt die Mittelwerte der Meßpunkte für die Abhängigkeit des Bodenwirkungsgrades von der Dampfgeschwindigkeit. Gleichzeitig ist noch die Dampfmenge in kg/h angegeben sowie die aufgewandte Heizleistung in KW . Bei der Heizleistung ist noch zu berücksichtigen, daß thermische Verluste von 20% auftreten, was aus den Temperaturdifferenzen im Kühlwasser zu errechnen ist. Der Bodenwirkungsgrad weist für die vorliegende Glockenbodenkolonne ein breites Maximum auf in Abhängigkeit von der Dampfgeschwindigkeit. Der maximale Wirkungsgrad eines praktischen Bodens von 75 % eines theoretischen Bodens liegt bei einer Dampfgeschwindigkeit von 0,55 m/sec , einer Dampfmenge von 48 kg/h und einer Heizleistung von 7 KW . Diese optimalen Werte werden als Sollwerte für die Regelgröße Dampfmenge vorgegeben und im folgenden beibehalten. Durch geeignete Wahl des Verhältnisses Grundlast zu Regellast bei der Kolonnenheizung kann die Regelung der Dampfmenge so erfolgen, daß die Regelschwingungen in ihrer Auswirkung auf die Kolonne kaum nachzuweisen sind.

Den Praktiker interessiert außer dem Optimum des Bodenwirkungsgrades noch die Durchsatzmenge bzw. Dampfmenge. Als optimale Fahrweise für die Regelgröße Dampfmenge ist also genauer das Einhalten einer Dampfmenge zu empfehlen, wobei das Produkt aus Dampfmenge mal Bodenwirkungsgrad groß ist, ohne daß dabei die Dampfgeschwindigkeit unzulässig hohe Werte annimmt und dadurch der Bodenwirkungsgrad so stark abfällt, daß die Bodenzahl erhöht werden muß. Eine Erhöhung der Dampfmenge um 25 % gegen oben auf 60 kg/h ist somit zu empfehlen, da dabei der Bodenwirkungsgrad nur um einige Prozent abfällt, was durch Erhöhen des Rücklaufverhältnisses relativ einfach zu

kompensieren ist (s. Abb. 29) . Diese Verbesserung ist jedoch schon bei der Konstruktion der Kolonne (s. o.) zu berücksichtigen und betrifft das konstruktive, nicht aber das regeltechnische Optimum.

2.1.3. Regelgröße Rücklaufverhältnis.

Wie oben bei der theoretischen Behandlung der Verstärkersäule dargelegt wurde, ist der Konzentrationsverlauf über alle Böden der Verstärkersäule eindeutig festgelegt durch das gewählte Rücklaufverhältnis unter der Voraussetzung konstanter Einspeisung. Durch Einzeichnen der Treppenstufen im MCCABE-THIELE-Diagramm oder durch rechnerische Auswertung nach Gleichung 29 ist bei Einspeisung mit einer Benzol-Konzentration von 40 Mol.-% in der Mitte der Kolonne (d.h. auf dem 13. Boden ; s. Abb. 24) , bei einem Bodenwirkungsgrad von 75 % bei 13 praktischen Böden (entsprechend 9,75 theoretischen Böden) und einem Rücklaufverhältnis von $v = 4$ mit einer Anreicherung im Kopf der Kolonne von $x_E = 99,6$ Mol.-% Benzol zu rechnen (s. Abb. 4) . Aus Abbildung 4 ist weiter zu ersehen, daß eine Erniedrigung des Rücklaufverhältnisses auf $v = 2$ eine bedeutende Verschlechterung der Reinheit des Kopfproduktes auf $x_E = 95$ Mol.-% bringt, während eine Erhöhung auf $v = 8$ eine Benzol-Konzentration von $x_E = 99,9$ Mol.-% als Kopfprodukt liefert. Indem der durch das Rücklaufverhältnis bedingte Heiz-Energieaufwand abgeschätzt wurde gegen die erreichbare Spezifikation des Kopfproduktes, wurde das Rücklaufverhältnis von $v = 4$ als optimal angesehen für die geforderte Trennung des Benzol-Toluol-Gemisches, von dem zunächst angenommen wird, daß eine mittlere Einspeisekonzentration vorliegt. Will man

jetzt den Einfluß des Rücklaufverhältnisses auf den Konzentrations- und Temperatur-Verlauf in der Kolonne studieren, so wird man im McCABE-THIELE-Diagramm die zugehörigen Arbeitsgeraden einzeichnen und daraus die Abbildungen 31 und 32 konstruieren. In Abbildung 31 wurde die Zahl der theoretischen bzw. der praktischen (75 % Bodenwirkungsgrad) Böden eingetragen, die erforderlich sind, um eine bestimmte, als Abszisse eingezeichnete und in Mol.-% Benzol ausgedrückte Anreicherung zu erreichen. Dabei wurde eine Einspeisekonzentration von 50 Mol.-% Benzol gewählt. Abbildung 32 unterscheidet sich von Abbildung 31 dadurch, daß statt der Benzol-Konzentration auf den Böden die dortige Siedetemperatur eingetragen wurde, was für die Auswertung der meßtechnischen Werte von Vorteil ist. Als interessierender Parameter ist sowohl in Abbildung 31 wie in Abbildung 32 das Rücklaufverhältnis mit den Werten

$$v = 2 ; 5 ; 10 ; 20 ; \infty$$

gewählt, wobei in beiden Abbildungen mit zunehmenden Werten des Rücklaufverhältnisses die Neigung der Kurven am Einspeiseboden flacher wird. Unter der Voraussetzung konstanter Einspeisung ist auf einem bestimmten Boden der Verstärkersäule die Flüssigkeitskonzentration maximal abhängig vom Rücklaufverhältnis. Dasselbe wie in Abbildung 31 für die Flüssigkeitskonzentration läßt sich in Abbildung 32 für die maximale Abhängigkeit vom Rücklaufverhältnis auf einem bestimmten Boden für die Siedetemperatur sagen ; denn diese Siedetemperatur hängt gemäß Abbildung 17 mit der Flüssigkeitskonzentration zusammen, wobei der Charakter der Kurven der Abbildung 31 deutlich übertragen wird auf die Kurven der Abbildung 32 trotz der leichten Krümmung der Umrechnungskurve der Abbil-

dung 17 . Die theoretische Überlegung, daß unter den beschriebenen Voraussetzungen der Konzentrations- und Temperatur-Verlauf in der Kolonne eindeutig und mehr oder weniger stark gemäß Abbildung 31 und 32 vom Rücklaufverhältnis abhängt, ergibt die Möglichkeit der Regelung des Rücklaufverhältnisses. Durch Regelung des Rücklaufverhältnisses mittels Fixierung eines Konzentrations- bzw. Temperatur-Wertes ist also der gesamte Konzentrations- und Temperatur-Verlauf in der Kolonne (speziell aber die Kopfproduktkonzentration) gegeben. Da im Abtriebsteil noch andere Einflußgrößen auftreten, soll hier nur der Verstärkerteil behandelt werden. Nach diesen mehr theoretischen Erwägungen interessiert jetzt die Lage des Bodens, der zur Regelung des Rücklaufverhältnisses herangezogen werden soll. Wählt man einen Boden dicht am Kopf der Kolonne , so hat man den Vorteil, daß die Änderung des Rücklaufverhältnisses sich kurze Zeit später auf diesem Boden zeigt. Die Konzentrations- und Temperatur-Schwankungen werden jedoch so gering sein, daß sich große Rücklaufänderungen nur in verhältnismäßig kleinen Konzentrations- und Temperatur-Änderungen äußern (s. Abb. 31 und 32) . Ein ähnlicher Effekt träte auf, wählte man einen Boden dicht über dem Einspeiseboden ; denn am Einspeiseboden laufen alle Kurven für die verschiedensten Rücklaufverhältnisse zusammen, um sich zu schneiden. Darum muß als Boden für das Meßglied der Rücklaufverhältnis-Regelung ein dazwischen liegender Boden gewählt werden, auf dem sich die Schwankungen des Rücklaufverhältnisses am ausgeprägtesten äußern bei einer Konzentrations- und Temperatur-Schwankung. In unserem Fall ist das in Abbildung 31 und 32 einer der theoretischen Böden der Verstärkersäule der Bezeichnung 3;4;5

oder auch noch 6 . Darum werden auf den praktischen Böden 3, 4 und 6 Meßfühler angebracht, die gerade diesen Bereich erfassen (s. Abb. 24 unter Regelwiderstandsthermometer) . Und zwar werden diese drei Meßstellen vorgesehen, um einmal den Einfluß der verschiedenen Meßstellen zu untersuchen, der wie sich aber zeigt, vernachlässigbar gering ist. Zum anderen soll aber die Temperatur- und Konzentrations-Kurve genauer fixiert werden durch zwei Meßstellen auf zwei verschiedenen Böden. Das ist erlaubt, da bei einer Änderung des Rücklaufverhältnisses sich beide Temperaturwerte in der gleichen Richtung ändern, also entweder beide zunehmen oder abnehmen. Sie arbeiten also nie gegeneinander. Ein weiterer Vorteil dieser Anordnung liegt darin, daß der zweite höhergelegene Meßfühler schneller auf die Störungen reagiert als der einige Böden darunter liegende **erste** Meßfühler. Durch Anbringen dieses zweiten Meßfühlers wird also das Zeitverhalten günstig beeinflusst. Abbildung 22 zeigt die praktische Ausführung in einer schematischen Darstellung. Zwei Widerstandsthermometer sind in zwei verschiedenen, oben lokalisierten Böden der Verstärkersäule im Sprudelbereich angebracht. Beide Widerstandsthermometer liegen so in einer Wheatstoneschen Brücke, daß sich bei Temperaturschwankungen ihr Beitrag zum Brückenquerstrom addiert. Dabei ist die Brücke so abgeglichen, daß beim Rücklaufverhältnis $v = 4$ kein Brückenquerstrom fließt. Auf den betreffenden Böden ergeben die Veränderungen des Rücklaufverhältnisses von $v = 4$ auf $v = 3$ oder $v = 5$ beide genähert dem Betrage nach dieselbe Temperaturdifferenz (s. Abb. 32) von $0,75^{\circ}\text{C}$. Diese ergibt bei den verwendeten Widerständen Brückenquerströme der Größenordnung $10 \mu\text{A}$. Diese Strom-

stärke ist zwar absolut gesehen klein, reicht jedoch aus, um ein hochempfindliches Relais oder einen Ein-Aus-Ein-Regler zu betätigen. Dieser Regler verstellt das Motorventil, das über die Kopfproduktentnahme das Rücklaufverhältnis regelt. Der Regelvorgang sieht also so aus : Das Rücklaufverhältnis sei gestört und entspreche einem höheren Wert als dem Sollwert $v = 4$. Man liege im Temperaturbild (Abb. 32) für beide Regelwiderstandsthermometer die gemessenen Temperaturen unter der Solltemperatur, das Brückengleichgewicht ist gestört, so daß das Motorventil die Kopfproduktentnahme erhöht und durch Verringerung des Rücklaufes solange das Rücklaufverhältnis erniedrigt, bis das Soll-Rücklaufverhältnis wieder erreicht ist.

Zu Beginn der theoretischen Untersuchungen wurde das Zeitverhalten der Regelstrecke und des Reglers untersucht. Die Übergangsfunktionen für verschiedene Störgrößen der Kolonne wurden aufgenommen und die Ersatztotzeiten sowie die Zeitkonstanten bestimmt . Sprunghafte Veränderungen des Rücklaufverhältnisses, der Einspeisemenge, der Einspeisekonzentration sowie der Dampfmenge bzw. Sumpfeheizung ergaben ein buntes Bild von Übergangsfunktionen, die zudem noch stark vom Betrage der sprunghaften Störgröße abhängig waren. Die gewonnenen Daten geben ein klares Bild, wenn man die Totzeiten und Zeitkonstanten auf die Zahl der von der Störung durchlaufenen Böden bezieht. Die Totzeit pro Boden beträgt bei der verwendeten Kolonne etwa 7 bis 10 sec . Aus dieser Totzeit pro Boden läßt sich erklären, daß eine der Schwierigkeiten bei der Regelung von Kolonnen mit größerer Bodenzahl in der großen Trägheit der Kolonne liegt. Weiter wirkt noch das ungünstige Verhältnis

von Zeitkonstante zu Totzeit nachteilig auf die Güte der zu erwartenden Regelung. So beträgt bei der vorliegenden Kolonne die Zeitkonstante das Zwei- bis Dreifache der Totzeit, wobei aber ergänzt werden muß, daß auch extreme Schwankungen nicht selten sind. Die als Meßglieder über die ganze Kolonne verteilten Widerstandsthermometer zur Bestimmung des Zeitverhaltens ergeben ein noch komplexeres Bild, das durch die bekannte Nichtlinearität der Kolonne bestimmt ist. Diese Nichtlinearität ist anschaulich in der geschweiften Form der Temperatur- und Konzentrations-Verläufe über die verschiedenen Böden der Kolonne ausgedrückt. So äußert sich etwa dieselbe Änderung des Rücklaufverhältnisses auf dem obersten Boden der Kolonne in einer nicht nur im Maßstab veränderten Übergangsfunktion gegenüber einer solchen auf einem Boden dicht über dem Einspeiseboden, selbst wenn man den oben dargelegten Einfluß der dazwischen liegenden Böden einkalkuliert. Zur Klärung dieses Problems, daß sich die Übergangsfunktion in Abhängigkeit von den von der Störung durchlaufenen Böden nicht allein aus dem leicht zu übersehenden Zeitverhalten der einzelnen Böden zusammensetzen läßt, ist zu sagen, daß der Einfluß des stark nicht-linearen Temperatur- und Konzentrations-Verlaufes in den verschiedenen Arbeitspunkten (Böden) sich nur schwer abschätzen läßt. Dieses dynamische Verhalten der Kolonne kann man versuchen, in Differentialgleichungen zu fassen. Leider stößt jedoch ihre praktische Auswertung auf so große Schwierigkeiten, daß sich für den Praktiker die meisten Aussagen nur aus dem Gleichgewichtszustand der Kolonne ableiten lassen, weshalb in dieser Arbeit weitgehend von dem stationären Fall ausgegangen wird.

Bei der Regelung des Rücklaufverhältnisses treten im einzelnen folgende Totzeiten auf, die sowohl die Dauer einer Regelschwingung als auch deren Amplitude mitbestimmen : Am geringsten ist die Ansprechzeit des Widerstandsthermometers sowie des Reglers mit seinen Relais bzw. Quecksilberschaltröhren. Sie können also nach der Theorie der Zusammensetzung von Verzögerungen gegenüber den folgenden vernachlässigt werden. Gegenüber liegt die Totzeit für den Weg des Rücklaufs zwischen dem Kopfproduktentnahmeventil und dem Kolonnenkopf (s. Abb. 22) schon höher und schwankt zwischen 2 und 5 Sekunden . Dabei ist diese Zeit nicht bedingt durch die Laufzeit des Rücklaufes vom Motorventil zum Kolonnenkopf. Vielmehr überträgt sich eine Veränderung der Ventilstellung und somit eine Rücklaufänderung sehr viel schneller, indem der Betriebsinhalt des als Siphon ausgebildeten Rücklaufrohres kommunizierend abläuft in die Kolonne. Die Totzeit in der Kolonne unterliegt den oben dargelegten Zeitgesetzen und beträgt in Abhängigkeit von der Lage der Meßstelle zwischen einer und zwei Minuten . Als Stell-Ventil wurde ein Motor-Ventil gewählt, durch dessen Stellgeschwindigkeit in Verbindung mit der Impulsdauer des Reglers die Dauer und Charakteristik der Ausregelung einer Störung variiert werden kann. Der Ein-Aus-Win-Regler hat eine Abtastperiode von 15 sec und eine Impulsdauer verstellbar zwischen 10 und 1/60 sec. Das Motorventil erlaubt eine maximale Kopfproduktentnahme von 30 L/h, wobei der Bereich zwischen den beiden Stellungen Auf - Zu in Verbindung mit dem Regler in 1,5 bis 750 Minuten praktisch stufenlos durchlaufen werden kann. Als Störgröße wird diesem Regelkreis eine Verstellung der Kopfproduktentnahme von 1,4 L/h abweichend vom Sollwert 14 L/h aufge-

prägt durch Verstellen des Kopfproduktentnahmeventils. Durch diese erhöhte Kopfproduktentnahme wird das Rücklaufverhältnis von $v = 4$ verändert auf $v = 3,55$. Die Abbildungen 33, 34, 35 und 36 zeigen den resultierenden Regelverlauf, der in dem Bereich der Kolonne aufgenommen wurde, wo sich die größten Amplituden ergeben, also in dem oben beschriebenen Bereich der Verstärkersäule (d.h. auf dem praktischen Boden Nr. 5 in Abb. 31 und 32). Der Ein-Aus-Ein-Regler arbeitet in Verbindung mit dem Motorventil wie ein I-Regler, wobei den verschiedenen Regelschwingungen der Abbildungen 33, 34, 35 und 36 verschiedene Impulszeiten des Reglers zugehören, wie die erste Zeile der beigefügten Tabelle I zeigt. Wegen der großen Totzeit der Kolonne darf der Regler nur so kleine Regelimpulse auf das Motorventil abgeben, wie die zweite Zeile der Tabelle I zeigt. Während in dieser zweiten Zeile die Änderung der Kopfproduktentnahme pro Regelimpuls gemessen in ml/h angegeben ist, ist in der dritten Zeile die relative Änderung der Kopfproduktentnahme gegenüber der Sollentnahme von 14 L/h aufgetragen. Die einzelnen Regelimpulse sind relativ klein. Trotzdem darf der Regler nicht stärker eingreifen; denn, wie Abbildung 36 zeigt, kommt der Regelkreis schon in einen instabilen Bereich, in dem die zu große Impulsdauer Anlaß gibt zu sich aufschwingenden Regelschwingungen. Wie der Vergleich der vier Abbildungen ergibt, erscheint der Regelverlauf gemäß Abbildung 35 als der günstigste, während der Verlauf gemäß Abbildung 36 schlechter als keine Regelung ist und der in Abbildung 33 aufgezeigte Regelvorgang zwar die Störung ohne Schwingungen ganz ausregelt, aber für die Dauer von etwa einer Stunde Kopfprodukt ungenügender Spezifikation liefert. Die

Tabelle I

	Abb.33	Abb. 34	Abb.35	Abb.36
a Regelimpulsdauer (sec)	0,10	0,22	0,32	0,64
b Änderung der Kopfprodukt- entnahme pro Regelimpuls (mL/h)	33	73	106	212
c relative Änderung der Kopfproduktentnahme pro Regelimpuls in % der Sollentnahme von 14L/h	0,24	0,52	0,76	1,52
Im Maximum der Regelschwin- gung :				
d1 Höchsttemperatur in °C	102,5	97,0	94,5	...
d2 fehlende Bodenzahl für Kopfproduktspezifikation	8	5,5	4,5	...
d3 schlechteste Kopfprodukt- konzentration in Mol.-% Benzol berechnet nach d1	83	93	95,5	...
d4 höchste Siedetemperatur im Kopf nach d3 in °C	84,5	81,7	81,3	...
d5 schlechteste gemessene Kopfproduktkonzentration in Mol.-% Benzol	85	94	96	...

oben angegebene Kopfproduktkonzentration von 99,6 Mol.-% Benzol bei 13 praktischen Böden, einem Rücklaufverhältnis $v = 4$ und einer Einspeisekonzentration von 50 Mol.-% Benzol ist bei einer solchen Störung des Rücklaufverhältnisses um 10 % natürlich nicht mehr gewährleistet. So ergeben die größten Regelabweichungen Kopfproduktkonzentrationen und Kopftemperaturen, wie sie sich in Tabelle I unter d finden. Diese maximalen Regelamplituden erfordern, wie in den Abbildungen 31 und 32 abzulesen ist, 8 bzw. 5,5 bzw. 4,5 zusätzliche praktische Böden (entsprechend Abb. 33, 34 und 35), um obige Kopfproduktspezifikation einzuhalten. Berücksichtigt man diese fehlende Bodenzahl, so kommt man für die maximalen Regelabweichungen der Abbildungen 33, 34 und 35 theoretisch zu Kopftemperaturen und Kopfkonzentrationen (vergleiche Tabelle I d3 und d4), die nur geringfügig von den gemessenen abweichen (vergleiche Tabelle I d5). In diesen kleinen Abweichungen findet sich das Äquivalent für das endliche Betriebsvolumen der Kolonne und ihrer Zuleitungen. Aus dem beschriebenen Regelverlauf für Störungen des Rücklaufverhältnisses läßt sich für den Regler folgendes sagen: Wegen der großen Totzeit der Kolonne ist dafür zu sorgen, daß die Totzeiten von Meßglied, Regler und Stellglied klein sind gegenüber der Totzeit der Kolonne. Die Ansprechempfindlichkeit des Reglers muß so groß wie möglich gewählt werden. In der vorliegenden Kolonne wurden zwecks genauen Studiums des Zeitverhaltens zusätzliche Verzögerungen eingebaut und ein Motorventil verwendet, das in Verbindung mit einem Ein-Aus-Ein-Regler einen Regler vom I-Typ darstellt. Für die Praxis ist ein pneumatisches Ventil zusammen mit einem P-I-Regler zu empfehlen, der gemäß dem oben beschriebenen Prinzip zu verwenden ist.

2.1.4. Regelgröße Einspeisekonzentration.

Will man den Einfluß der Einspeisekonzentration auf die Kolonne untersuchen, so geht man wieder aus von dem McCabe-THIELE-Diagramm. Dort findet sich ein Knick zwischen der Verstärker- und der Abtriebsskule an der Stelle der betreffenden Zulaufkonzentration. Dabei erfolge die Einspeisung mit Siedetemperatur, was nach den früheren Überlegungen ohne Einschränkung der Allgemeinheit erlaubt ist. Es sei wieder ausgegangen von dem Rücklaufverhältnis $v = 4$. Unter der Voraussetzung reinen Kopfproduktes ($x_E = 1$) schneidet die Verstärkergerade

$$Y = \frac{v}{v+1} X + \frac{x_E}{v+1}$$

die Gleichgewichtskurve

$$Y = \frac{\alpha X}{1 + (\alpha - 1) X}$$

bei

$$X = \frac{1}{v(\alpha - 1)} = 17,5 \text{ Mol.-%}$$

mit $v = 4$ und $\alpha = 2,43$.

Wie aus dem absoluten Glied der Gleichung der Verstärkergeraden zu ersehen ist, ist dieser Schnittpunkt in erster Näherung für das gewählte Rücklaufverhältnis unabhängig von Schwankungen der Kopfproduktkonzentration, solange diese nur dicht bei $x_E = 1$ liegt, was als gewährleistet betrachtet werden kann. Für das Rücklaufverhältnis $v = 4$ kann die Einspeisekonzentration theoretisch zwischen 17,5 und 100 Mol.-% liegen, wenngleich genau in diesen Ecken zwischen Verstärkergeraden und Gleichgewichtskurve unendlich viele Böden aufzuwenden wären. Eine Einspeisekonzentration zwischen 30 und 76 Mol.-% gewährleistet einen hinreichend großen Abstand zwischen Arbeitsgeraden und Gleichgewichtskurve, so daß eine

praktisch realisierbare Zahl von Böden das Zweistoffsystem zu trennen vermag. Sollte jedoch die Einspeisekonzentration weiter absinken, so kann das Mindestrücklaufverhältnis

$$v_{\min} = \frac{1}{x_M(\alpha - 1)}$$

dem gewählten Rücklaufverhältnis $v = 4$ nahe kommen oder dieses sogar überschreiten. Sollte also eine sehr kleine Zulaufkonzentration zu berücksichtigen sein, so macht das prinzipiell keine Schwierigkeiten ; das Rücklaufverhältnis muß nur von vornherein so groß gewählt werden, daß alle Schwankungen der Einspeisekonzentration innerhalb des beschriebenen Konzentrationsbereichs liegen. Zeichnet man nach dem bekannten Verfahren die Treppenstufen zwischen der Gleichgewichtskurve und der Verstärkergeraden, wie dies in Abbildung 16 erfolgt ist, so ergibt sich, daß die folgenden Anreicherungen in der Verstärkersäule je einem theoretischen Boden entsprechen :
 $x = 24,8 ; 29,8 ; 38,2 ; 50,0 ; 64,0 ; 77,5 ; 87,5 \text{ Mol.-%}$.
Einige dieser Einspeisekonzentrationen sind als gestrichelte Pfeile in Abbildung 30 eingezeichnet. Abbildung 30 zeigt weiter die Konzentrationsverteilung über die gesamte Kolonne, wobei ein Rücklaufverhältnis von $v = 4$ eingehalten ist und die Zulaufmenge gemäß ihrer Konzentration auf den ihr zugehörigen Boden in die Kolonne läuft. Zeichnet man sich den Konzentrationsbereich der verschiedenen Einspeisungen aus Abbildung 30 vergrößert heraus, so ergibt sich für die Einspeisekonzentrationen für die praktischen Böden :

Nr. des prakt. Bodens	3	2	1	1'	2'
Bodenkonz. in Mol.-%	68,0	57,0	47,0	38,2	31,5

Sind aber Einspeisemengen gegeben mit Konzentrationen, die zwischen denen liegen, die auf den betreffenden Böden genau

anzutreffen sind, so ist zu untersuchen, ob dieser Zulauf in den höheren oder niederen Boden einzufließen hat. Dazu muß in dem in größerem Maßstab herausgezeichneten Konzentrations-Boden-Bild diese Abgrenzung zwischen den exakten Boden-Konzentrationen gezogen werden durch graphische Mittelwertbildung zwischen diesen exakten Bodenkonzentrationen. So gehören Einspeisungen mit der unten angegebenen Konzentrationsbreite auf den angezeigten Boden. Es kann also mit fünf praktischen Böden der Konzentrationsbereich zwischen 28,6 und 73,0 Mol.-% auf den zugehörigen Boden der Kolonne eingespeist werden.

Nr. des prakt. Bodens	3	2	1	1'	2'
Bodenkonz. in Mol.-%	68,0	57,0	47,0	38,2	31,5
zulässige Schwankung der Zulauf-konz. für obigen Boden in Mol.-%	{ von 62,2 bis 73,0	52,0-	42,2-	34,6-	28,6-
		62,2	52,0	42,2	34,6

In den Abbildungen 30 bzw. 37 ist der Konzentrations- bzw. Temperatur-Verlauf für die Abtriebssäule eingezeichnet, wobei die fünf verschiedenen Verläufe den fünf verschiedenen oben angegebenen Einspeisungen zugehören. „a“ - wie oben gemessen wurde - der Bodenwirkungsgrad nur 75 % beträgt, muß von den Einspeisungen auf den fünf verschiedenen theoretischen Böden auf die Einspeisungen auf den praktischen Böden übergegangen werden, wie die ausgezogenen Pfeile in der Abbildung 30 zeigen. Die Temperaturen auf den praktischen Böden 4' und 5' für die in obiger Tabelle angegebenen verschiedenen Einspeiseböden sind in Abbildung 37 eingezeichnet, woraus sich ersehen läßt, daß einer Einspeisung auf verschiedenen Böden entsprechend der Einspeisekonzentration eine deutliche Auffächerung der Temperatur und Konzentration in der Abtriebssäule entspricht, die etwa in dem Bereich der beiden markiertem Böden

am deutlichsten zu Tage tritt. Diese Auffächerung wird wieder kleiner, wenn man auf einem Boden näher dem Sumpf mißt. Auf der anderen Seite kann man sich aber nicht mehr dem Einspeiseboden nähern, da ein Boden als Puffer empfehlenswert ist, damit etwa auftretende impulsartige Störungen schon etwas geglättet sich auf den praktischen Böden 4' bzw. 5' äußern.

In der allgemeinen Theorie wurde gezeigt, daß der Konzentrations- und Temperatur-Vorlauf in der Abtriebssäule bei festgehaltenem Rücklaufverhältnis und festgehaltener Dampfgeschwindigkeit nur abhängig ist von der Einspeise-Menge und Konzentration. Wenn also die Einspeisemenge durch einen Mengenregler so konstant gehalten wird, daß der Kolonne nur die Sollmenge an Benzol-Toluol-Gemisch zugeführt wird, so stellt die Einspeisemenge die einzige Regelgröße dar für den Abtriebsteil in der Kolonne. Diese Regelgröße Einspeisemenge kann also eindeutig mit der Konzentration und Temperatur im Abtriebsteil in Relation gesetzt werden und wird im folgenden durch den Temperaturwert auf dem praktischen Boden 4' (s. Abb. 30 und 37 entsprechend Boden 9 in Abb. 21 und 24) gemessen und geregelt. Als Meßglied dient wieder ein Widerstandsthermometer, das in einer Brücke liegt, wobei bei einer Temperaturänderung die Brücke nicht mehr abgeglichen ist und dadurch ein Ein-Aus-Ein-Regler einen Elektromotor M in Bewegung setzt. Der Elektromotor treibt über ein Untersetzungsgetriebe ein großes Zahnrad an . Dabei ist die Untersetzung stufenlos regelbar mit dem Faktor 10 . In dem großen Zahnrad ist eine Nut eingefräst, in der ein Seil läuft, an dessen beiden Enden Eisenstempel hängen. Während der eine Eisenstempel in ein teilweise mit Quecksilber gefülltes Glasgefäß eintaucht, dient der

andere Stempel als Gegengewicht. Das Glasgefäß ist so konstruiert (Abb. 38 zeigt den prinzipiellen Aufbau), daß in dem einen Schenkel von oben die Einspeisemenge zuläuft und durch ein Verteilersystem einem bestimmten Boden der Kolonne zugeführt wird. Entsprechend den fünf Zulaufböden sind fünf verschiedene Abzweigungen zu diesen Böden eingebaut. Im anderen Schenkel dieser Glasapparatur kann sich der oben beschriebene Eisenstempel auf und ab bewegen. Das Glasgefäß ist bis zu einer bestimmten Höhe mit Quecksilber gefüllt, so daß der Eisenstempel das Quecksilber je nach Eintauchtiefe an- bzw. absteigen läßt. Die Höhe der Ansatzstutzen am Glasgefäß für den Zulauf ist so gewählt, daß gleiche Höhenverstellung des Eisenstempels jeweils ein Zulaufrohr zur Kolonne durch das Quecksilberniveau absperrt bzw. freigibt. Da das Benzol-Toluol-Gemisch unter eigenem Gefälle in die Kolonne gelangt, fließt es immer nur durch das unterste freie Ablaufrohr in die Kolonne, während die darunter liegenden Ablaufrohre durch das Quecksilber als Sperrflüssigkeit abgeschlossen sind. Die darüber liegenden Ablaufrohre können frei bleiben, da der Durchmesser der Zulaufrohre so groß gewählt wurde, daß die gesamte Einspeisemenge durch eine einzige Zuleitung der Kolonne zugeführt werden kann. Zweckmäßigerweise wurde in diesen offenen Zulaufrohren dicht an der Kolonne ein Siphon eingebaut, damit aus der Kolonne kein Dampf in das Verteilersystem übertritt. Durch eine Störung der Regelgröße Einspeisekonzentration wird also folgender Mechanismus ausgelöst : Das Konzentrations- und Temperatur-Bild in der Abtriebssäule verschiebt sich durch eine Störung der Einspeisekonzentration, wie es oben beschrieben wurde. Dadurch ändert

das Regelwiderstandsthermometer seinen Widerstand, die Brücke wird verstimmt und der Regler spricht an. Dieser betätigt wieder den Motor, das Zahnrad bewegt den Eisenstempel in der Absperrflüssigkeit, wodurch ein anderes Zulaufrohr als unterstes offenes Zulaufrohr der Kolonne die Einspeisemenge zuführt. Durch diese Einspeisung auf einen anderen Boden ändert sich der Konzentrations- und Temperatur-Verlauf in der Abtriebssäule, maximal aber auf dem Boden mit dem Regelwiderstandsthermometer. Dieser Mechanismus ist so lange in Betrieb, und die Zulaufhöhe wird so lange variiert, bis der am Widerstandsthermometer gemessene Temperaturwert mit dem vorgegebenen Sollwert übereinstimmt, der aus Abbildung 30 zu entnehmen ist. An dem bisherigen Aufbau ist jedoch noch eine Verbesserung anzubringen ; denn bei Einspeisung auf einem jeden der fünf Zulaufböden mit konstanter Menge der zugehörigen Konzentration soll die Brücke am Regler abgeglichen sein. Dazu sind in der Brücke Zusatzwiderstände so angebracht, daß die Absperrflüssigkeit Quecksilber je nach ihrer Höhe (d.h. Einspeiseshöhe in die Kolonne) eine gewisse Anzahl dieser Zusatzwiderstände kurzschließt. Diese Zusatzwiderstände werden so gewählt, daß die Brücke abgeglichen ist, wenn die Zulaufmenge mit ihrer Zulaufkonzentration auf den passenden Kolonnenboden eingespeist wird.

Diese mehr labormäßige Ausführung des Verteilersystems zum Studium des Zeitverhaltens kann im technischen Betrieb etwa durch einen Drehschieber mit den entsprechenden Bohrungen ersetzt werden.

Der zeitliche Verlauf des Regelvorganges ist bestimmt durch das Zeitverhalten von Strecke und Regler. Dabei kann der

eigentliche Regler sowie das als Meßglied dienende Widerstandsthermometer als sofort auf Störungen ansprechend bezeichnet werden. Die Stellgeschwindigkeit des Antriebmotors, der den untersten freien Zulaufstutzen zur Kolonne bestimmt, ist in einem weiten Bereich variabel. So kann das Umschalten auf den nächsten Einspeiseboden zwischen 12 sec und 120 sec (mit anderer Untersezung zwischen 36 sec und 360 sec) erfolgen, d.h., daß der gesamte Bereich von fünf Böden in 1 bis 10 Minuten durchlaufen werden kann. Die Regelung kann prinzipiell stabilisiert werden mit diesem Regler vom I-Typ durch die Stellgeschwindigkeit des Motors und erfordert nur relativ kurze Zeit gegenüber den anderen Regelungen. Wegen des geringen Betriebsinhaltes der Zuleitungsrohre zwischen Verteilersystem und Zulaufboden beträgt die Totzeit für diesen Teil der Anlage nur zwischen 2 und 5 sec, ist also gegenüber den anderen Verzögerungen vernachlässigbar. Die größte Totzeit für diese Regelung der Zulaufkonzentration findet sich in der Kolonne selber mit 1/4 bis 1 Minute für den Weg zwischen Zulaufboden und Meßboden. Das Beispiel in Abbildung 39 zeigt, wie impulsartige Störungen der Zulaufkonzentration ausgeregelt werden, wobei statt einem Benzol-Toluol-Gemisch von 50 : 50 Mol.-% vorübergehend 500 ml bzw. 1000 ml Toluol kurzzeitig eingespeist werden. Der Zulaufboden wurde durch den Regler um einen bzw. zwei Böden nach oben verschoben, um nach wenigen Minuten schon wieder den stabilen Ausgangszustand zu erreichen.

Bei der Regelung der Zulaufkonzentration ist ebenso wie bei der Regelung des Rücklaufverhältnisses die Güte dieser Regelung im wesentlichen durch die Verzögerungen in der Kolonne, weniger dagegen durch die Verzögerungen der Zuleitungen

verursacht. Will man die hier gewonnenen Regelprinzipien auf eine andere Kolonne übertragen, so muß also primär das Zeitverhalten in der Kolonne selber studiert werden. Dieses Zeitverhalten der Kolonne ist im wesentlichen bestimmt durch das Verhältnis von Bodenbetriebsinhalt zu Durchsatz sowie durch die zwischen Meßglied und Stellglied gelegene Anzahl von Kolonnenböden.

2.1.5. Regelgröße Einspeisemenge.

Bei der theoretischen Untersuchung der Kolonne wurde der Einfluß der Einspeisemenge auf die Abtriebsgerade betrachtet, wie Abbildung 10 zeigt. Der Einfluß der Einspeisemenge auf die Sumpfproduktkonzentration x_A wurde in Abbildung 11 aufgezeigt. Für konstant vorausgesetzte Dampfmenge, konstantes Rücklaufverhältnis und konstante Einspeisekonzentration war der gesamte Konzentrations- und Temperatur-Verlauf im Abtriebsteil der Kolonne bestimmt durch die Zulaufmenge. Wird diese Zulaufmenge auf einen vorher als optimal berechneten Sollwert geregelt, so ist mit einem Sumpfprodukt nicht nur konstanter Menge, sondern auch konstanter Spezifikation zu rechnen. Ganz analog zur Regelung der Zulaufkonzentration wird auf einem Boden der Abtriebssäule, dicht unter dem Zulaufboden, ein Widerstandsthermometer als Meßfühler für den Regler angebracht. Bei veränderter Zulaufmenge ändert sich die Temperatur auf dem Meßboden, und der Regler setzt so lange ein Motorventil in Betrieb, bis genau die Soll-Zulaufmenge in die Kolonne fließt. Das Schema für diese Regelung der Einspeisemenge ist in Abbildung 23 und 21 aufgezeigt. Der zeitliche Verlauf des Regelvorganges ist auch hier wieder bestimmt durch das Zeitverhalten

von Regler und Strecke. Die Verzögerungen am Widerstandsthermometer sowie die im eigentlichen Regler können vernachlässigt werden. Die Totzeit zwischen dem Motorventil und dem Zulaufboden beträgt zwischen 2 und 5 sec. Demgegenüber ist die Totzeit zwischen dem Einspeiseboden und dem Meßboden groß und beträgt zwischen $1/2$ und $1\ 1/2$ Minuten. Diese Größe allein bedingt in Verbindung mit der gewählten Stellgeschwindigkeit die Güte der Regelung der Einspeisemenge. Da der verwendete Ein-Aus-Ein-Regler in Verbindung mit dem Motorventil einen I-Regler darstellt, muß der Stellmotor bei den großen Totzeiten der Strecke relativ träge arbeiten. Der Stellbereich Auf-4u des Motorventils wird dabei in 30 bis 300 Minuten (mit anderer Untersetzung 1 bis 10 Minuten) durchlaufen je nach Impulsdauer des Reglers. Bei günstigster Reglereinstellung wird eine Störung der Einspeisemenge von 10 % (bei einer Sollmenge von 28 kg/h) gemäß Abbildung 40 ausgeregelt. Dort ist der Temperaturverlauf auf dem Boden mit größter Regelamplitude aufgezeichnet.

Die drei Regelungen des Rücklaufverhältnisses, der Zulaufkonzentration sowie der Zulaufmenge beruhen alle auf dem gleichen Prinzip und können auch gemeinsam betrachtet werden. Für die Güte der Regelung ist in allen drei Fällen im wesentlichen die Verzögerung in der Kolonne verantwortlich sowie die Einstellung und Auswahl der Regler. Sehr wichtig ist aber auch, daß die Meßfühler an der Stelle der Kolonne angebracht werden, an der sich die Störungen maximal äußern. Erst wenn alle Verzögerungen möglichst reduziert, die Regler günstig eingestellt und die Lage der Meßstellen optimal gewählt sowie die verschiedenen Regelgrößen in den betreffenden Teilen der Kolonne geregelt sind, kann von einer optimalen Regelung gesprochen werden.

2.1.6. Separierbarkeit der Parameter.

Die vier Regelgrößen

Heizleistung

Rücklaufverhältnis

Zulaufmenge

Zulaufhöhe

lassen sich nach der Theorie nicht vollständig von einander separieren. Diese Kopplung kann jedoch mit dem vorliegenden Regelschema auf ein Minimum gebracht werden und kann bei kleinen Störamplituden in der Praxis oft vernachlässigt werden. Der Einfluß der Dampfmenge auf den Bodenwirkungsgrad wird in dem sehr breiten Maximum des Bodenwirkungsgrades in Abhängigkeit von der Dampfmenge vernachlässigbar für Glockenbödenkolonnen. Unter der Voraussetzung konstanter Dampfmenge ist das Rücklaufverhältnis eine eindeutige Regelgröße im Verstärkerteil. Sind sowohl Dampfmenge wie Rücklaufverhältnis unverändert, so stellen Zulauf-Menge und Konzentration die beiden einzigen Regelgrößen im Abtriebsteil der Kolonne dar. Da ihr Einfluß nach obiger Theorie verschieden ist, können sie von einander separiert werden. Da dazu aber im laufenden Betrieb komplizierte Rechnungen auszuführen sind, müßte dafür eine elektronische Rechenmaschine vorgesehen werden. Dieser Aufwand läßt sich jedoch vermeiden, indem die Zulaufmenge durch einen der Kolonne vorgeschalteten Mengenregler konstant gehalten wird, bevor sie in die Kolonne eintritt, während die drei anderen Regelgrößen auf Grund des Temperaturverlaufes wie bekannt geregelt werden.

Zusammenfassung.

In der vorliegenden Arbeit wurde für ideale Zweistoffgemische die Gleichung der Verstärker- und Abtriebs-Geraden der Kolonne aufgestellt. Dabei ergab die Rechnung, daß für konstant gehaltene Dampfgeschwindigkeit der Konzentrations- und Temperatur-Verlauf in der Verstärkersäule - speziell die interessierende Kopfproduktkonzentration - nur durch das Rücklaufverhältnis bestimmt ist. Da sich eine Änderung des Rücklaufverhältnisses einige Böden über dem Zulaufboden maximal äußert, wurden dort zwei Meßfühler für den Regler angebracht. Die Versuche mit einer halbtechnischen Kolonne bestätigten die theoretisch erwartete Ausregelung von Störungen des Rücklaufverhältnisses. Der Konzentrations- und Temperatur-Verlauf in der Abtriebssäule ist für konstante Dampfmenge und konstantes Rücklaufverhältnis nur abhängig von den beiden Regelgrößen Zulauf-Menge und Konzentration. Die Meßfühler für diese Regelgrößen befinden sich einige Böden unter den Zulaufböden, wo sich die Veränderungen der Regelgrößen maximal äußern. Bei den Versuchen regelten die Regler auf Grund obiger Theorie die Zulaufmenge bzw. speisten die Zulaufmenge auf den ihrer Konzentration entsprechenden Boden.

Dieses regeltechnische Optimum ergibt zusammen mit dem konstruktiv-wirtschaftlichen Optimum das allgemeine "wirtschaftliche Optimum". Dabei ist das konstruktiv-wirtschaftliche Optimum gegeben durch die gegenläufigen Tendenzen der laufenden Betriebskosten und des Kapitaldienstes mit der Amortisation.

Durch diese Regelung auf ein "wirtschaftliches Optimum" wurde bei minimalen Kosten (s.o.) maximale Anreicherung im Kopf und Sumpf der Kolonne bei maximalen Durchsätzen und minimalem Energieaufwand erreicht.

Legende zu den Abbildungen

- Abb. 1 Mol.-% Benzol im Dampf gegen Mol.-% Benzol in der Flüssigkeit für Benzol-Toluol-Gemisch bei 760 Torr.
- Abb. 2 Umrechnungskurve von Gew.-% in Mol.-% Benzol.
- Abb. 3 im Text.
- Abb. 4 Zusammenhang zwischen theoretischer Bodenzahl n_{th} , Rücklaufverhältnis v und Kopfproduktkonzentration x_E für die Einspeisekonzentration $x_M = 40$ Mol.-%.
- Abb. 5 im Text
- Abb. 6 im Text
- Abb. 7 im Text
- Abb. 8 im Text
- Abb. 9 Abhängigkeit des Schnittpunktes von Verstärker- und Abtriebsgerade für verschiedene durch Ψ charakterisierte Enthalpien des Zulaufes von 50 Mol.-% Benzol und für verschiedene Rücklaufverhältnisse.
- Abb. 10 Abhängigkeit der Abtriebsgeraden vom Verhältnis $\frac{M}{D}$ ($\frac{M}{D} = 0,8 ; 0,7 ; 0,6 ; 0,55 ; 0,5$ in der Reihenfolge abnehmenden Anstieges) bei konstanter Zulaufkonzentration $x_M = 40$ Mol.-% Benzol, Rücklaufverhältnis $v = 4$, Kopfproduktkonzentration $x_E = 100$ Mol.-% Benzol (s. Gleichung 43).
- Abb. 11 Einfluß des Verhältnisses $\frac{M}{D}$ (Zulaufmenge zu Dampfmenge) auf die Sumpfproduktkonzentration x_A und die Kopfproduktkonzentration x_E . Rücklaufverhältnis konstant bei $v = 4$. (Vergleiche Abb. 10 und Gl. 45 und 45').

- Abb. 12 Veränderung der Zulaufkonzentration $x_M = 50$ Mol.-% auf x_M^* in Abhängigkeit von dem durch Ψ charakterisierten Wärmeinhalt des Zulaufes für verschiedene Rücklaufverhältnisse und $x_D = 100$ Mol.-% (s. Gl. 44').
- Abb. 13 Veränderung von $\frac{M}{D}$ auf $(\frac{M}{D})^*$ in Abhängigkeit von dem durch Ψ charakterisierten Wärmeinhalt des Zulaufes mit $x_M = 50$ Mol.-% für verschiedene Rücklaufverhältnisse (s. Gl. 44').
- Abb. 14 Zusammenhang der Einspeisetemperatur mit der Größe Ψ für Benzol-Toluol-Gemisch von 50 : 50 Mol.-%.
- Abb. 15 Anreicherung vom Einspeiseboden N auf den Boden N+1 bzw. Abreicherung auf den Boden N-1 für verschiedene Rücklaufverhältnisse $v = 2 ; 5 ; 10 ; 20 ; \infty$.
- Abb. 16 McCABE-THIELE-Diagramm für Einspeisung mit der Temperatur von 30°C und den Konzentrationen an Leichtersiedendem von $x_M = 30 ; 38 ; 50 ; 64 ; 77$ Mol.-% bei konstantem Rücklaufverhältnis $v = 4$.
- Abb. 17 Siedetemperatur und Brechungsindex (für 20°C) in Abhängigkeit von der Mol.-Konzentration Benzol.
- Abb. 18 McCABE-THIELE-Diagramm für Zulaufgemisch von 50 Mol.-% Benzol, das zu hoch bzw. zu niedrig in die Kolonne eingespeist wird.
- Abb. 19 Zulauf wird bei Kurve I auf den zugehörigen Boden in die Kolonne eingespeist, dessen Betriebsinhalt die gleiche Benzol-Konzentration aufweist wie der Zulauf. Kurve II : Zulauf wird nicht auf den zugehörigen Boden eingespeist. Benzol-Konzentration auf dem Zulaufboden verschieden von der des Zulaufes. Für Kurve I

und II sind konstant : Zulaufkonzentration $x_M = 50$
Mol.-% Benzol und Rücklaufverhältnis $v = 4$.

Abb. 20 im Text.

Abb. 21 Schema des Aufbaus der Kolonne

Abb. 22 Schema der Regelung des Rücklaufverhältnisses. Ther-
mometer Th , Kondensator K , Handventil H , Motorven-
til M , Regler R , Regel-Widerstandsthermometer RWTh,
Wheatstonesche Brücke WB .

Abb. 23 Schema der Regelung der Einspeisemenge. Vorratsgefäß
V , Mengemesser R , Handventil H , Motorventil M ,
Regler R , Wheatstonesche Brücke WB , Regel-Wider-
standsthermometer RWTh .

Abb. 24 Schema der Kolonne mit Angabe der Lage der Zulauf-
stutzen, der Regel- und Meß-Widerstandsthermometer
sowie der Probe-Entnahmestellen.

Abb. 25 Nomogramm für den Zusammenhang zwischen Heizleistung,
Dampfmenge, Rücklaufverhältnis und Kopfproduktmenge.

Abb. 26 Gleichgewichtskurve für Atmosphärendruck (ausgezogen).
Gleichgewichtskurve für 1,5 atm (gestrichelt).

Abb. 27 Anreicherung mit der zugehörigen Siedetemperatur für
unendliches Rücklaufverhältnis gemäß $\alpha^M = \frac{\frac{x}{1-x}}{\frac{y}{1-y}}$
zur Berechnung des Bodenwirkungsgrades.

Abb. 28 Abhängigkeit des Bodenwirkungsgrades von der Dampf-
geschwindigkeit und der Dampfmenge sowie der aufge-
wandten Heizleistung.

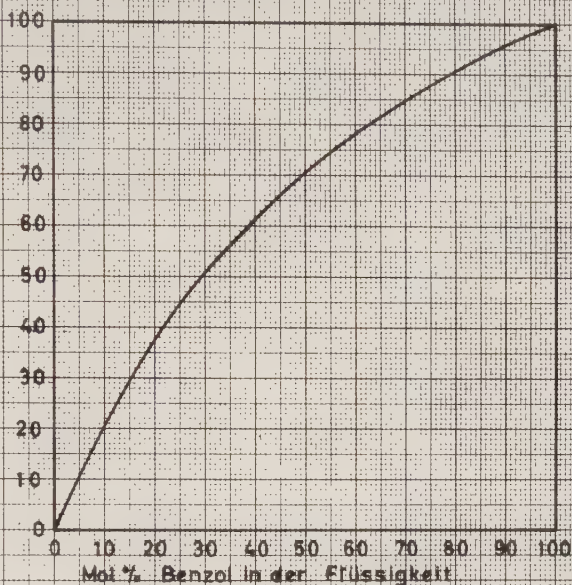
Abb. 29 Abhängigkeit des Produktes Dampfmenge mal Bodenwir-
kungsgrad von der Dampfmenge.

Abb. 30 Konzentrationsverlauf über die Kolonne für verschie-
dene Zulaufkonzentrationen (Rücklaufverhältnis $v=4$)

- Abb. 31 Konzentrationsverlauf über die Kolonne bei einer Zulaufkonzentration von $x_M = 50$ Mol.-% Benzol und verschiedenen Rücklaufverhältnissen ($v = 2, 5, 10, 20, \infty$) . Vergleiche Abbildung 32 .
- Abb. 32 Temperaturverlauf über die Kolonne bei einer Zulaufkonzentration von $x_M = 50$ Mol.-% Benzol und verschiedenen Rücklaufverhältnissen ($v = 2, 5, 10, 20, \infty$) . Vergleiche Abbildung 31 .
- Abb. 33 , 34 , 35 , 36 .
Regelschwingungen für die Regelung des Rücklaufverhältnisses bei Veränderung der Kopfproduktentnahme um 1,4 L/h abweichend vom Sollwert 14 L/h. Dadurch wird das Rücklaufverhältnis verändert von $v = 4$ auf $v = 3,55$. Weitere Daten siehe in der Tabelle im Text.
- Abb. 37 Temperaturverlauf über die Kolonne für verschiedene Einspeisekonzentrationen für das Rücklaufverhältnis $v = 4$.
- Abb. 38 Schema der Regelung der Einspeisekonzentration.
- Abb. 39 Typischer Regelverlauf für Störung in der Einspeisekonzentration.
- Abb. 40 Typischer Regelverlauf für Störung in der Einspeisemenge.

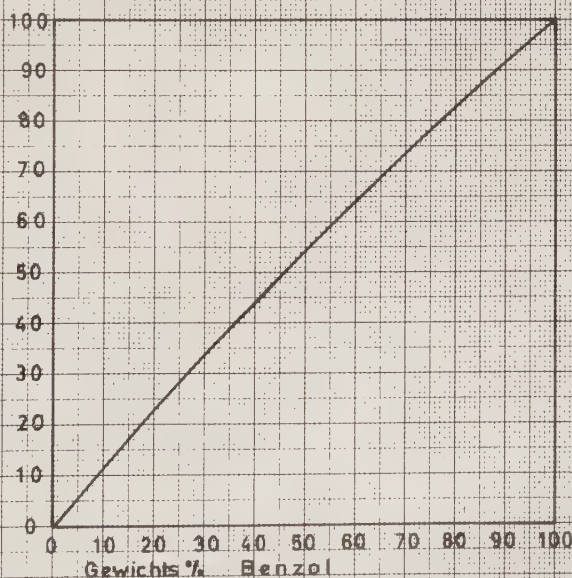
Mol %
Benzol
im
Dampf

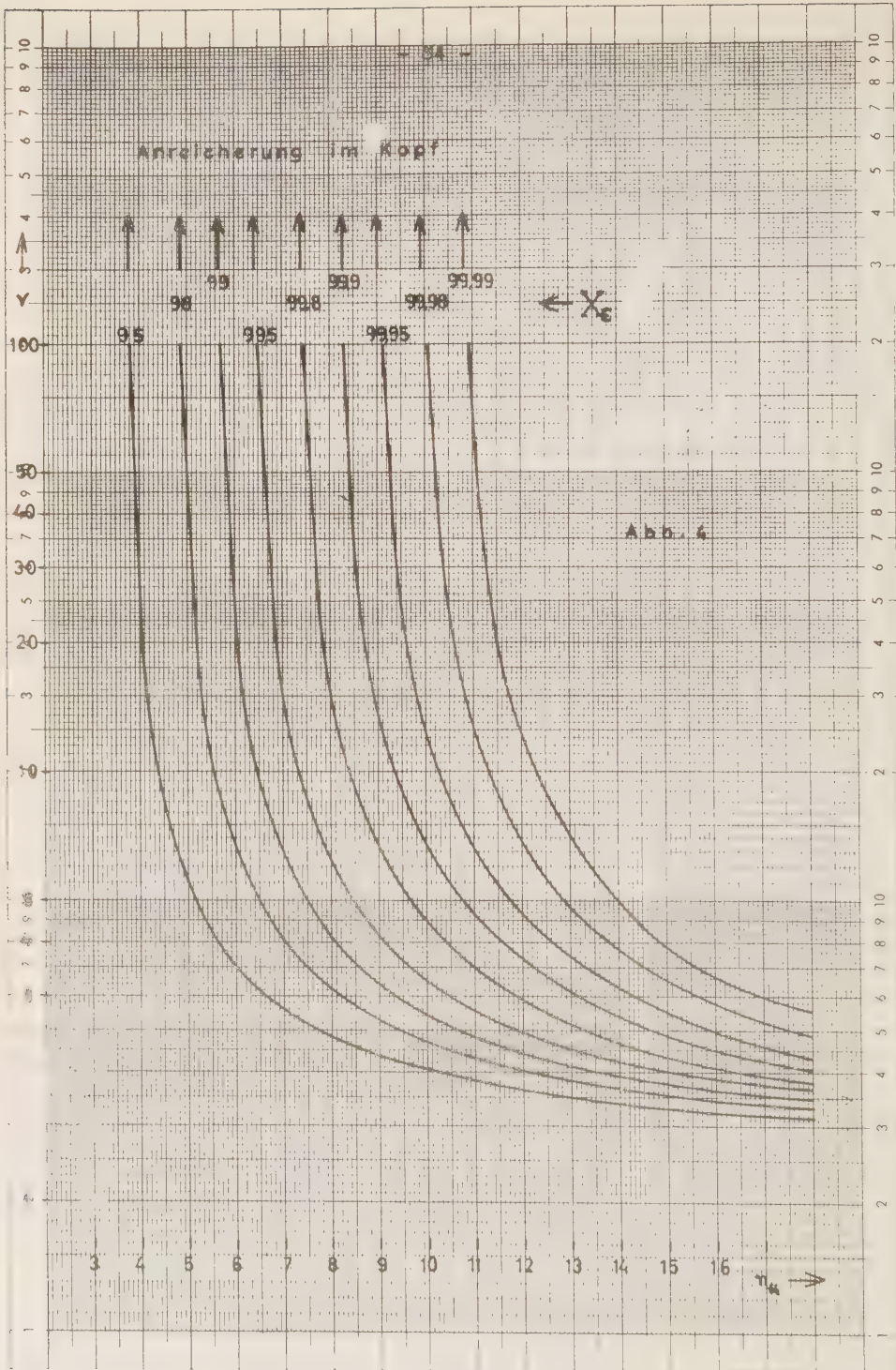
Abb. 1



Mol %
Benzol

Abb. 2





Eine Achse logarith. geteilt von 1 bis 1000, Einheit 90 mm, die andere in mm

Abb. 8

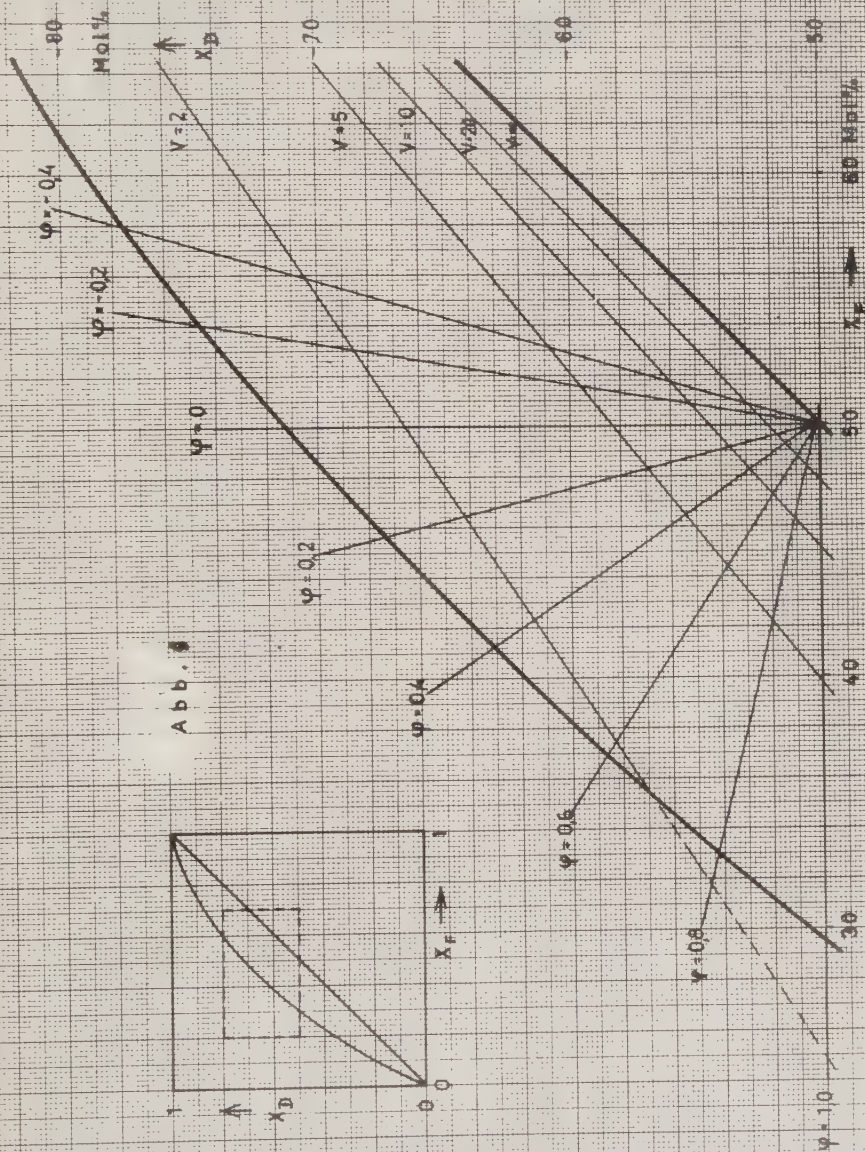
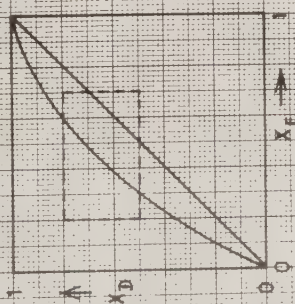


Abb. 10

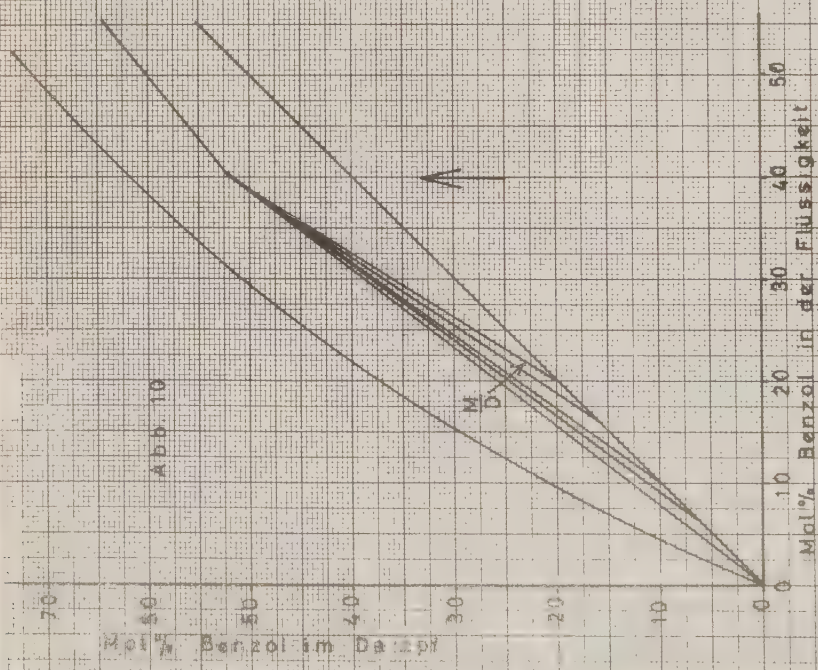
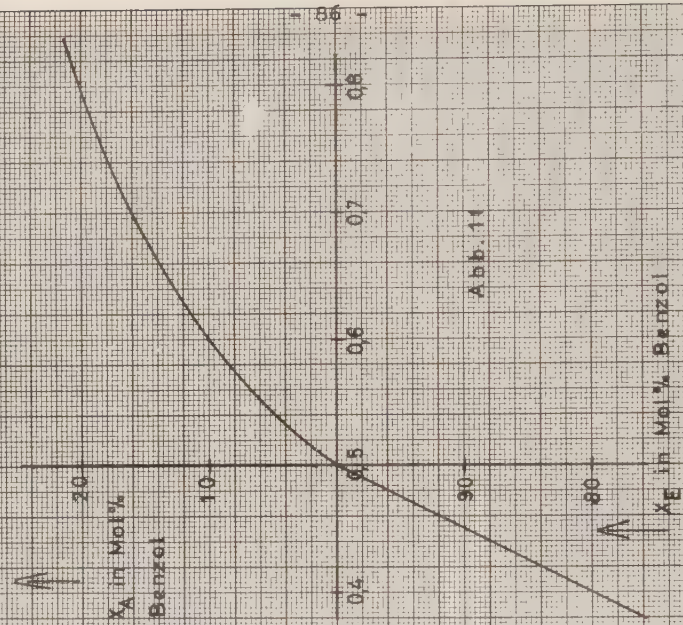
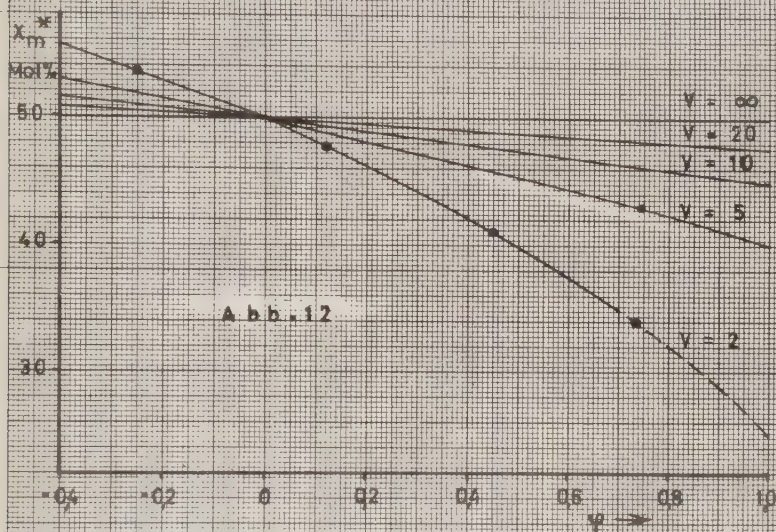


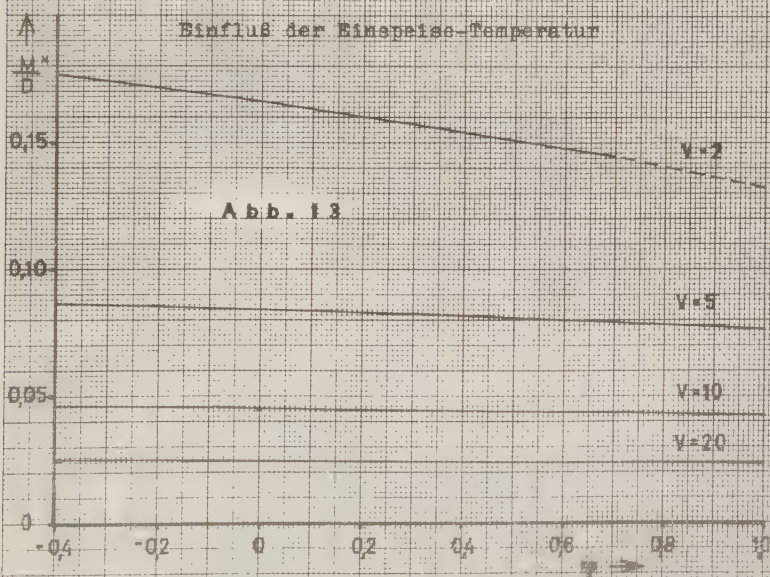
Abb. 11

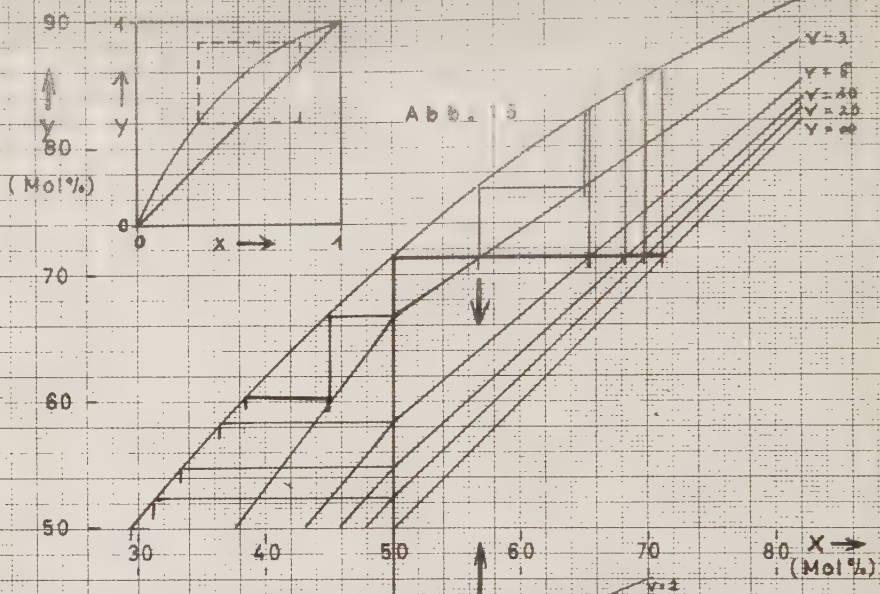


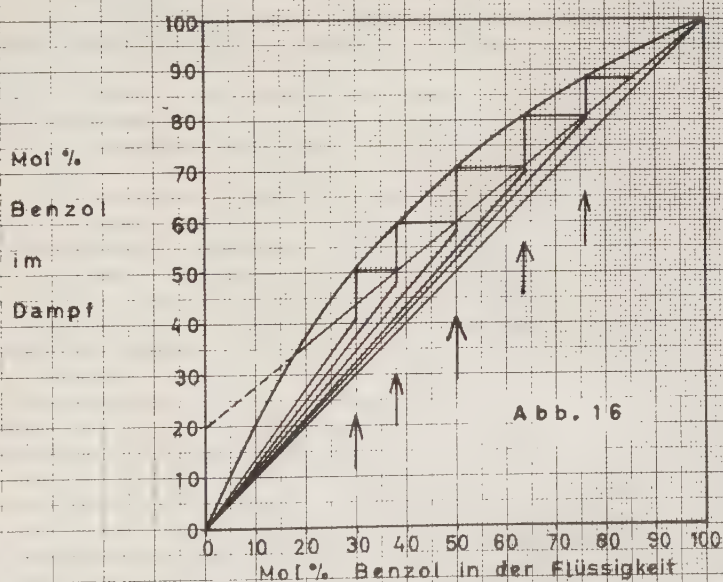
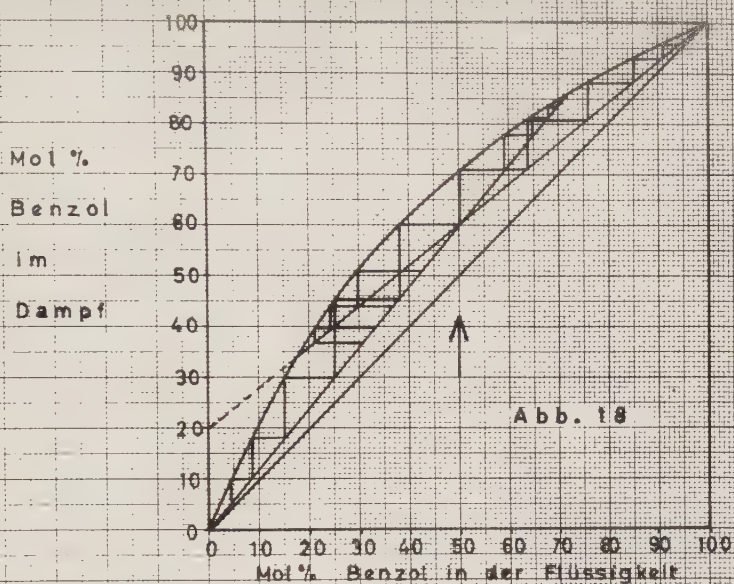
Einfluß der Einspeise-Temperatur



Einfluß der Einspeise-Temperatur







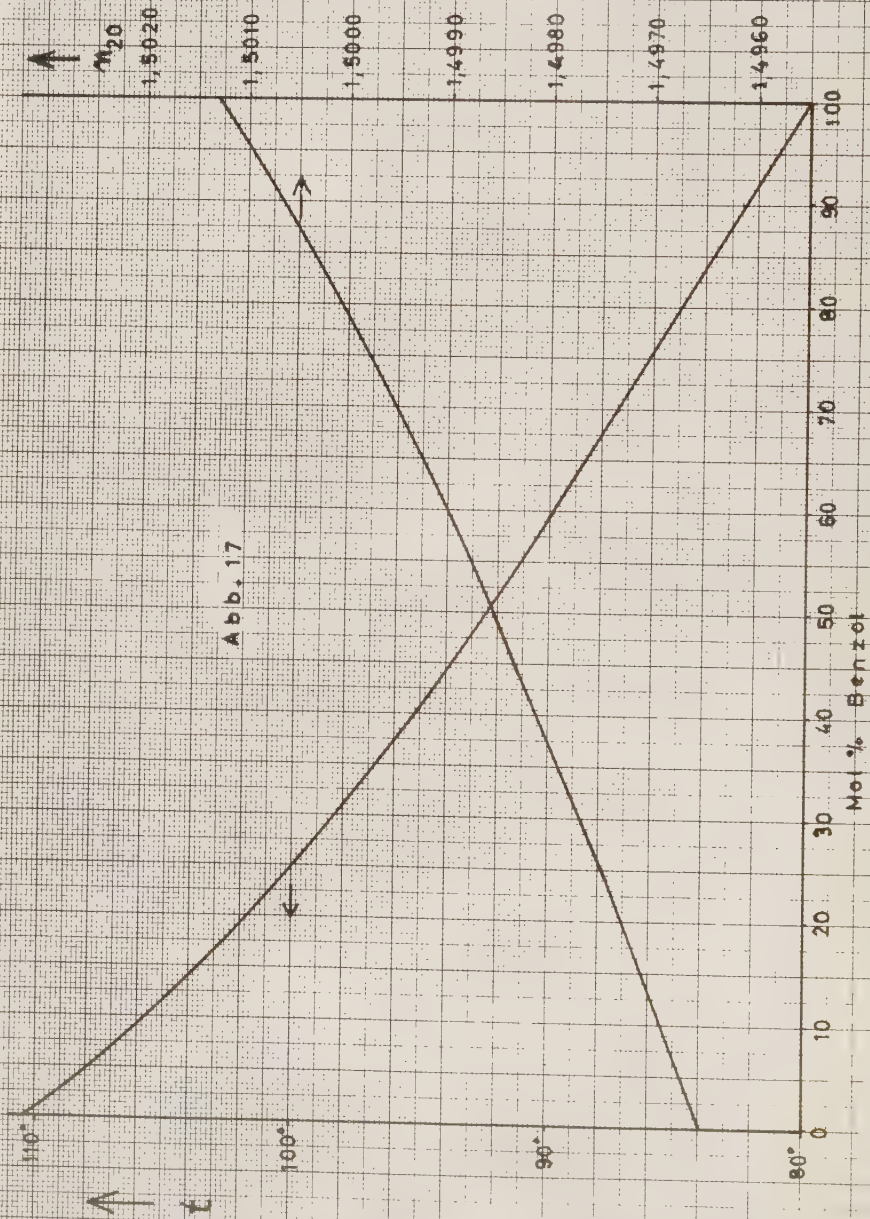


Abb. 17

Abb. 19

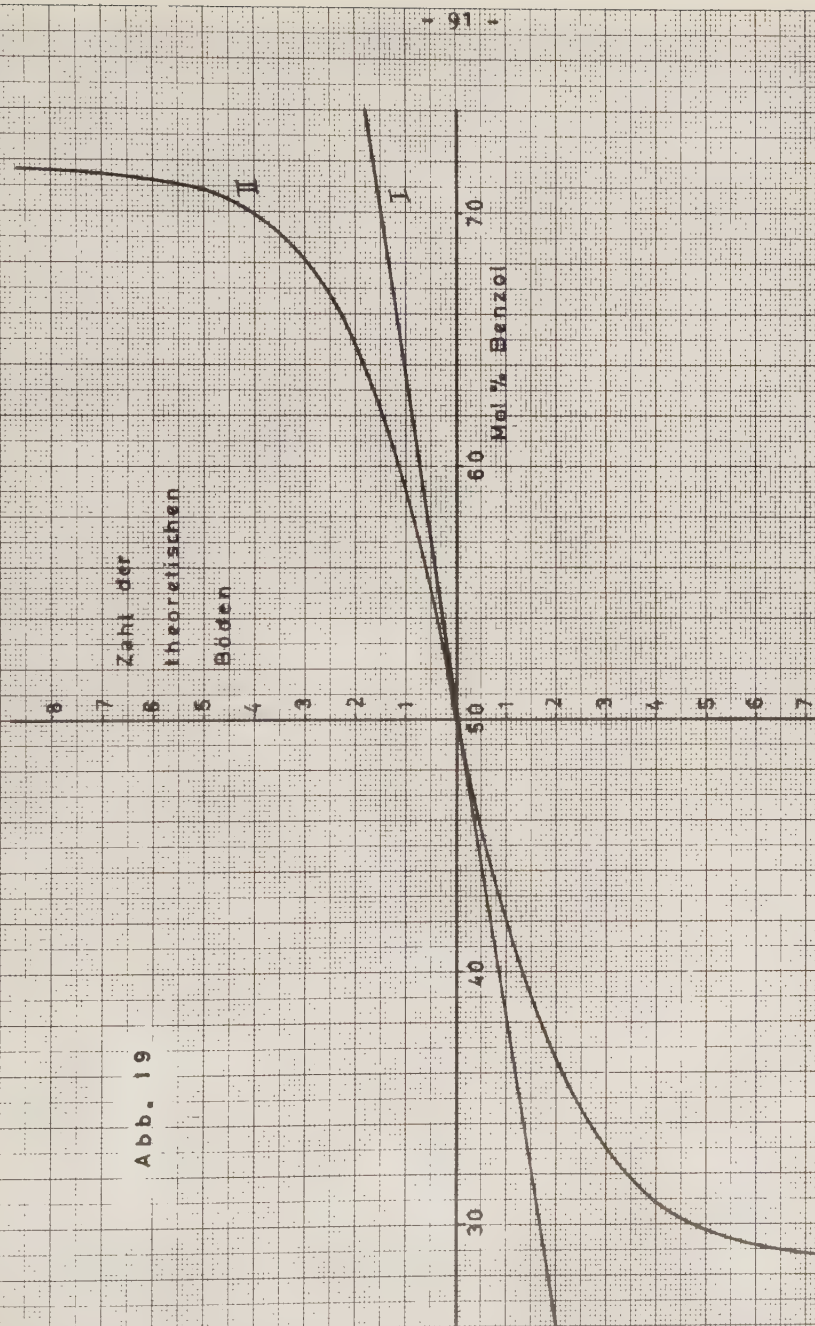


Abb. 21

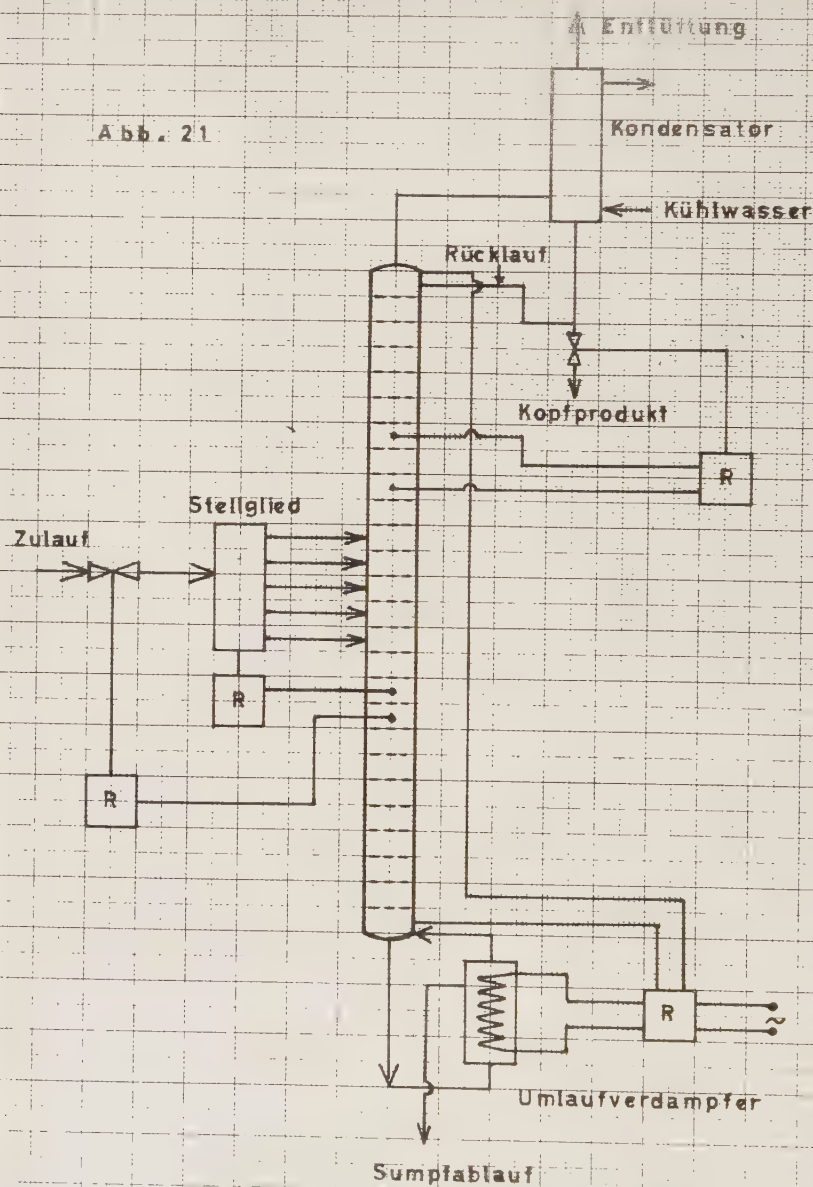


Abb. 22

Ein-
spei-
sung

Regelung des Rücklaufverhältnisses

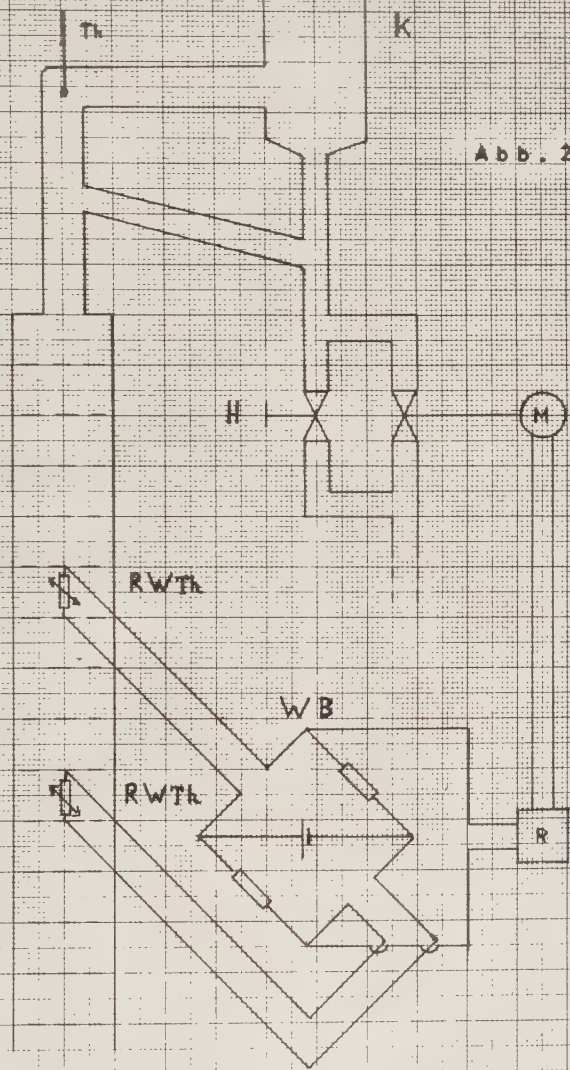
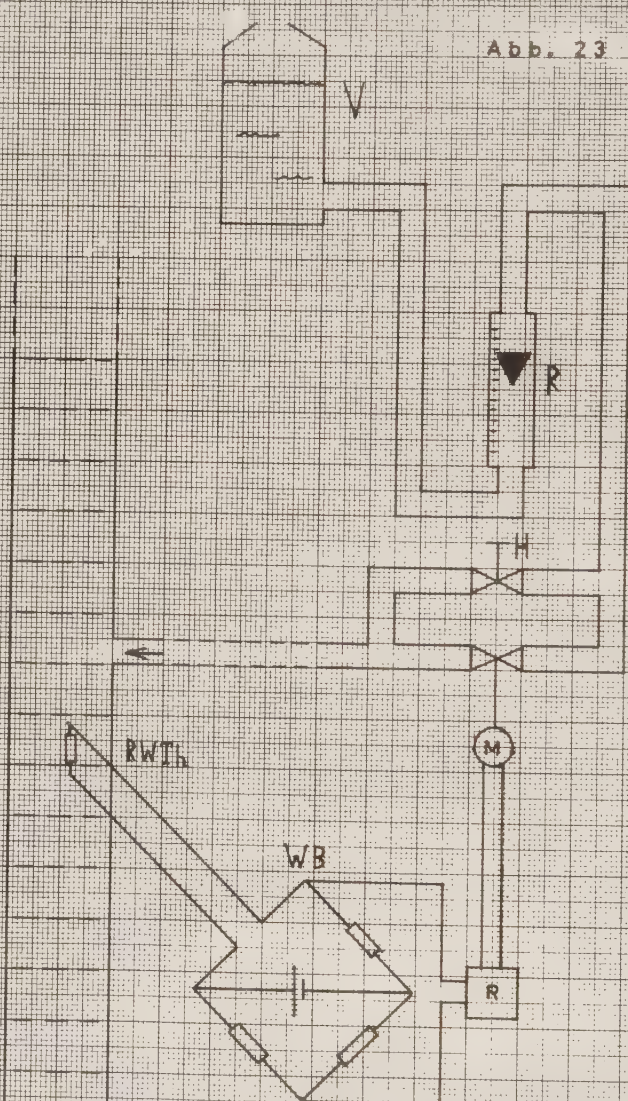


Abb. 23



Schema für die Regelung der Einsprismenge

Abb. 24

Nummer des Bodens	Ent- nahme- stelle	Meß- Wth.	Regel- Wth.	Zu- lauf
Kühler	x			
25		x		
24				
23	x			
22				
21		x		
20	x			
19			x	
18		x		
17	x		x	
16			x	
15		x		x
14	x			x
13		x		x
12				x
11	x	x		x
10				
9			x	
8	x		x	
7		x		
6				
5	x			
4		x		
3				
2	x			
1		x		
Sumpf	x			
zusammen	10	9	5	5

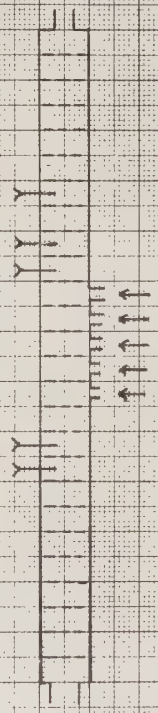
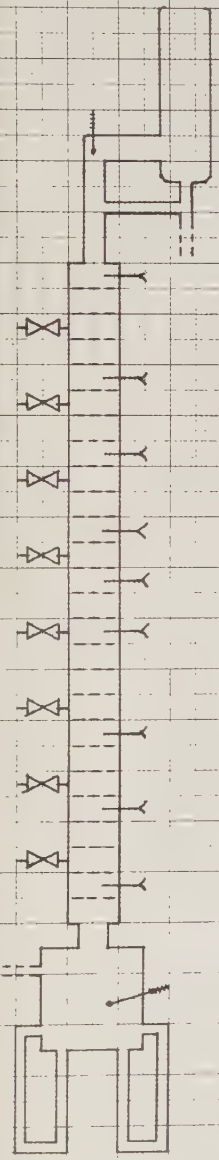
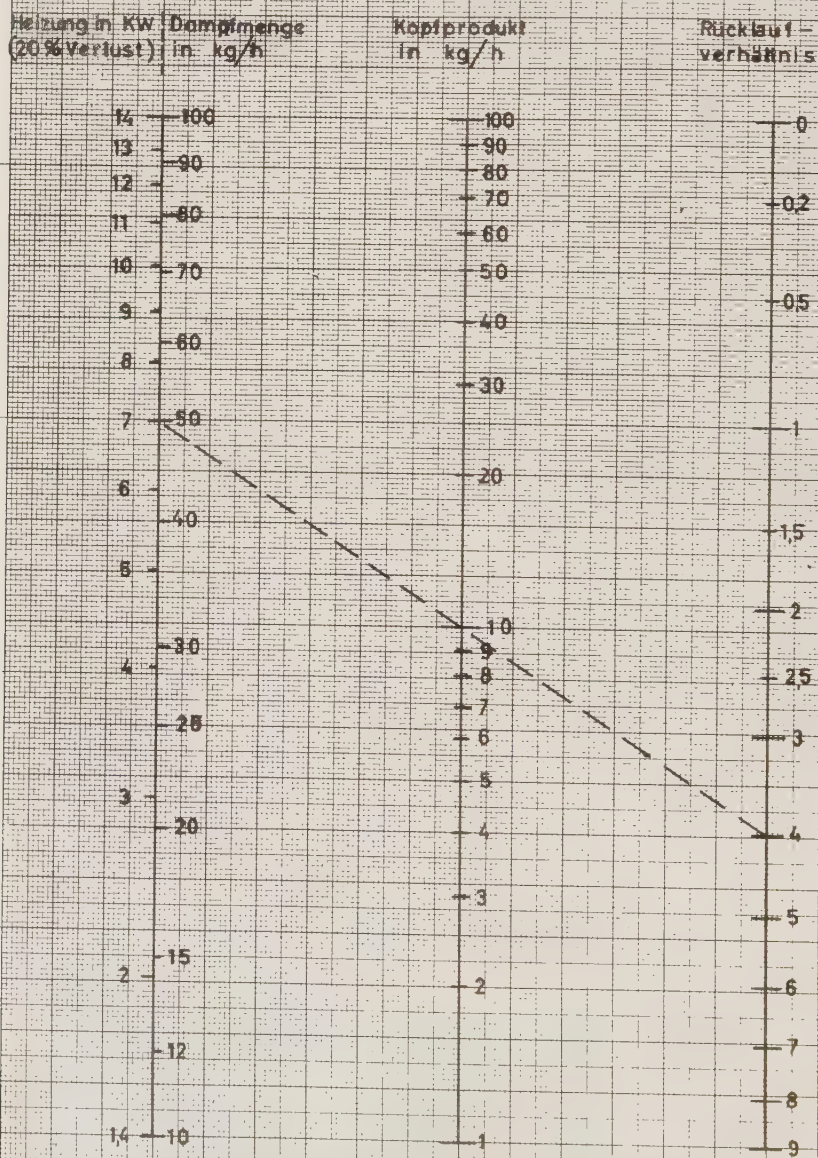


Abb. 25



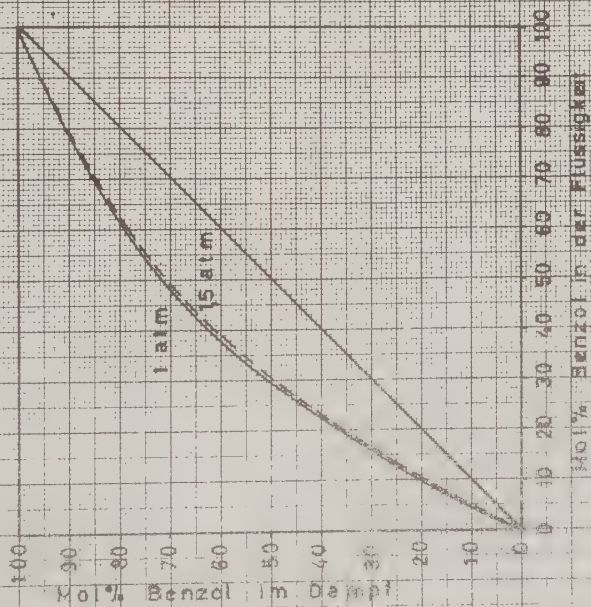
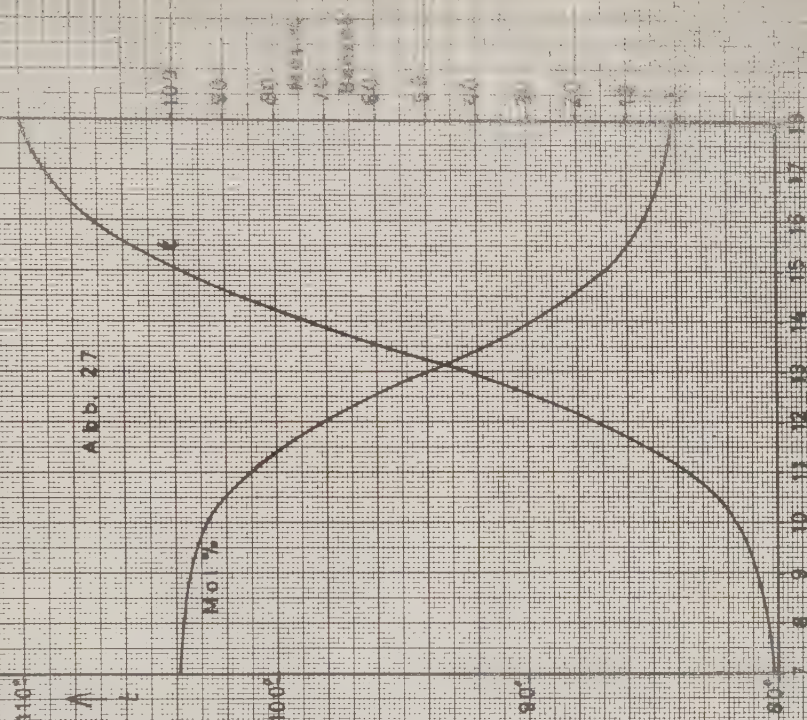


Abb. 28

Abb. 27



Zahl der theoretischen Böden

Abb. 28

Bodenwirkungsgrad

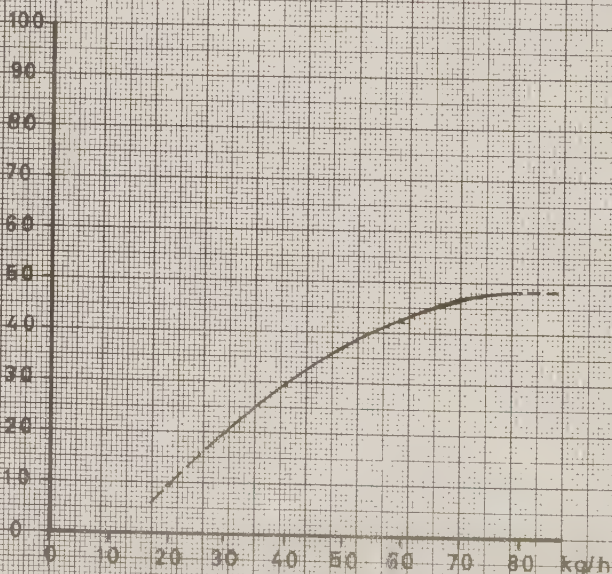
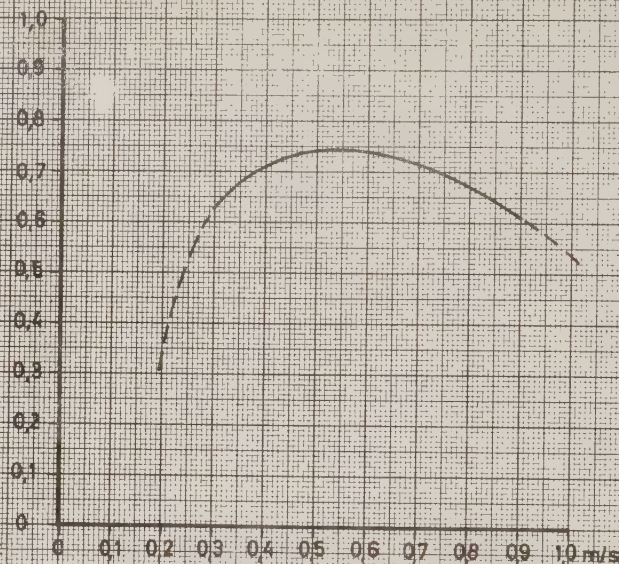
Dampfgeschwindigkeit 0 0,1 0,2 0,3 0,4 0,5 0,6 0,7 0,8 0,9 1,0 m/s
 Dampfmenge 0 10 20 30 40 50 60 70 80 kg/h
 Heizleistung (20% Verlust) 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 kW

Dampfmenge x

Bodenwirkungsgrad

Abb. 29

Dampfmenge



Veränderung der Zulaufkonzentration

Abb. 30

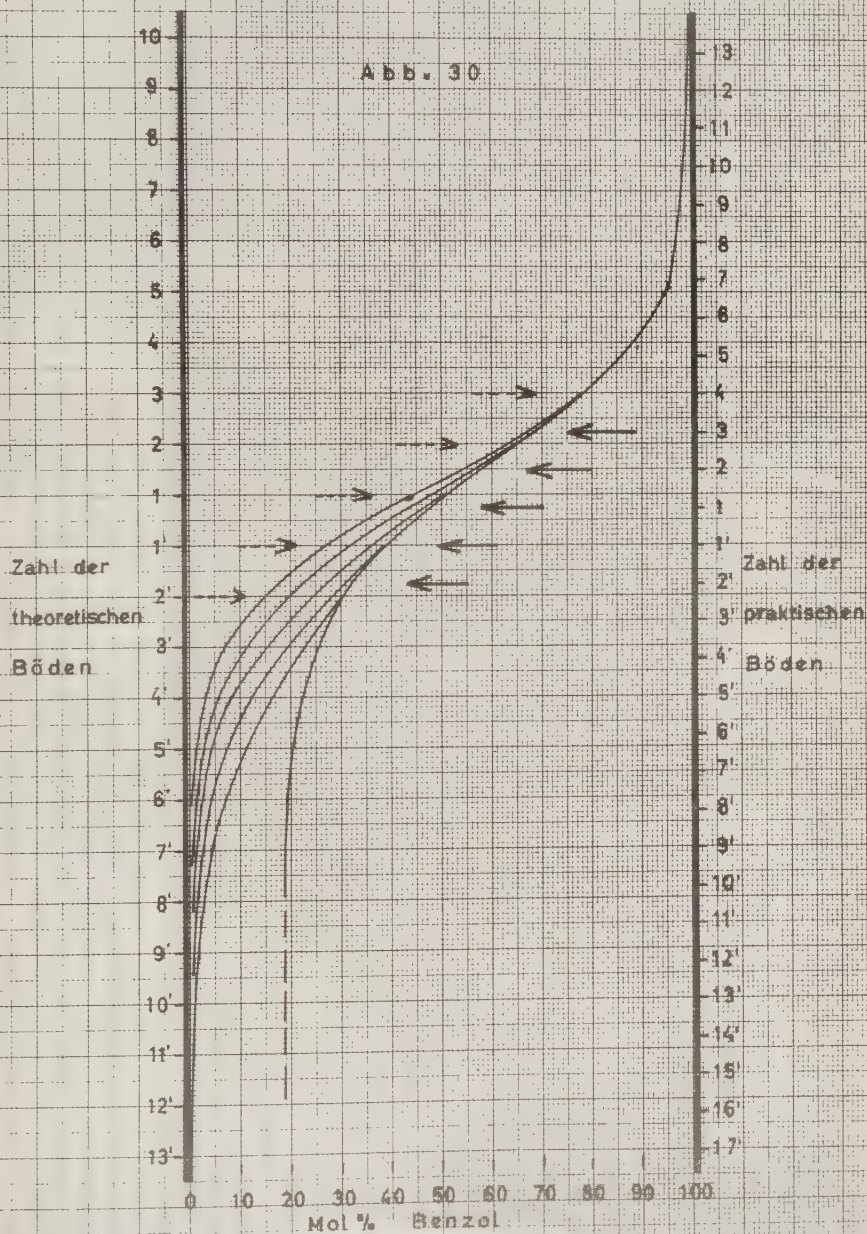
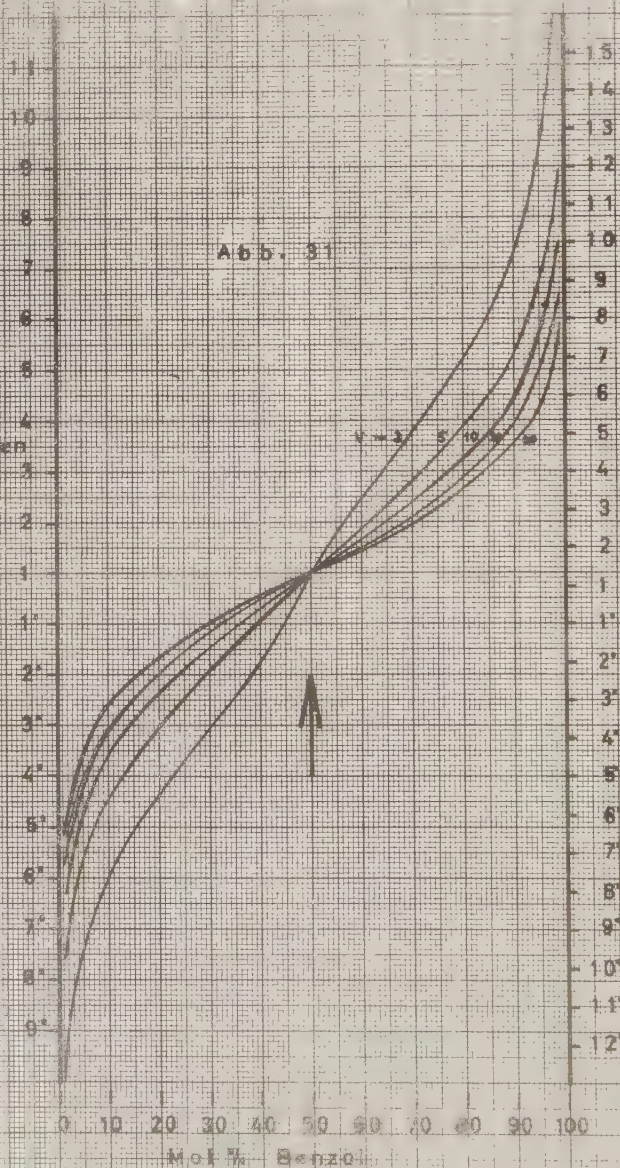


Abb. 31

Zahl der
theoretischen
Böden

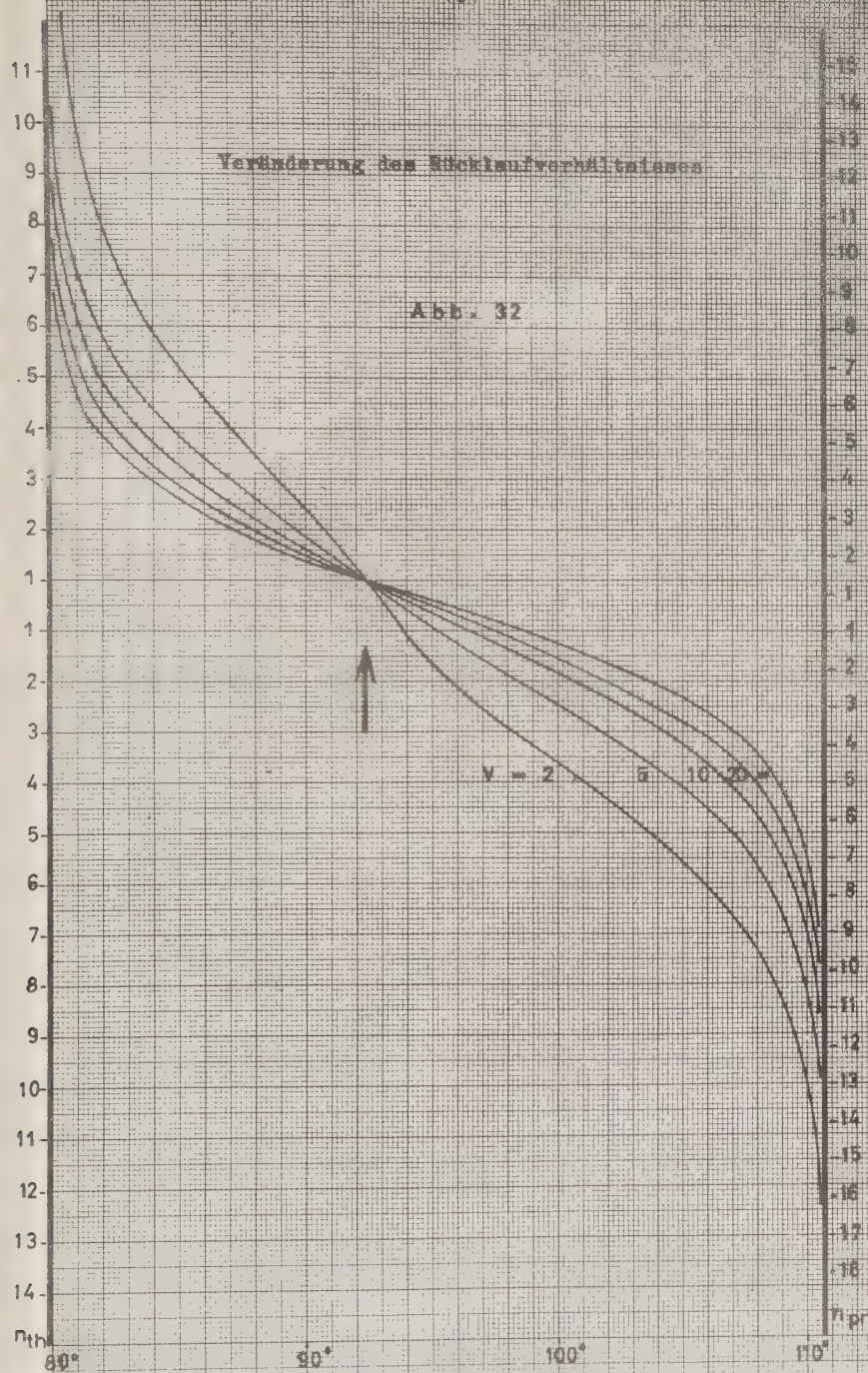
Zahl der
praktischen
Böden



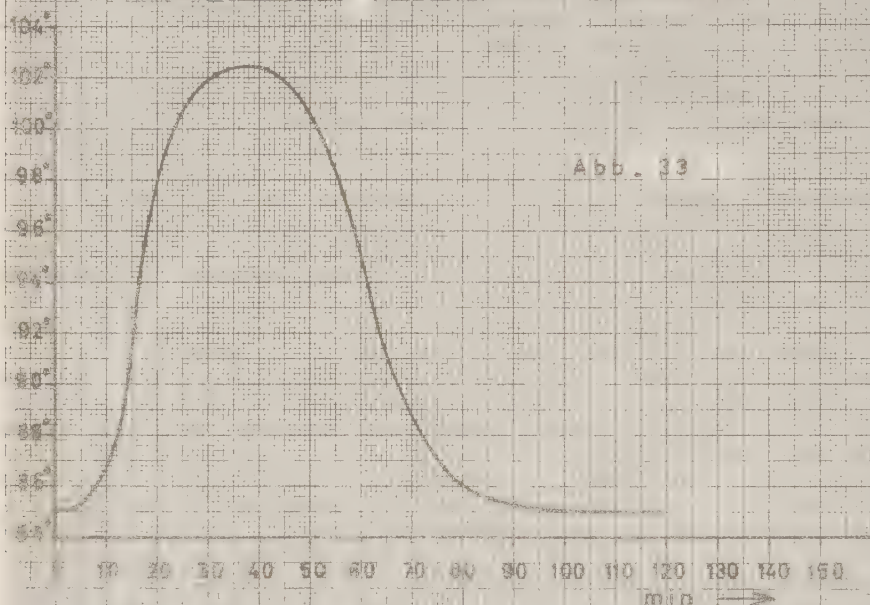
Mol % Benzol

Veränderung des Stückaufverhältnisses

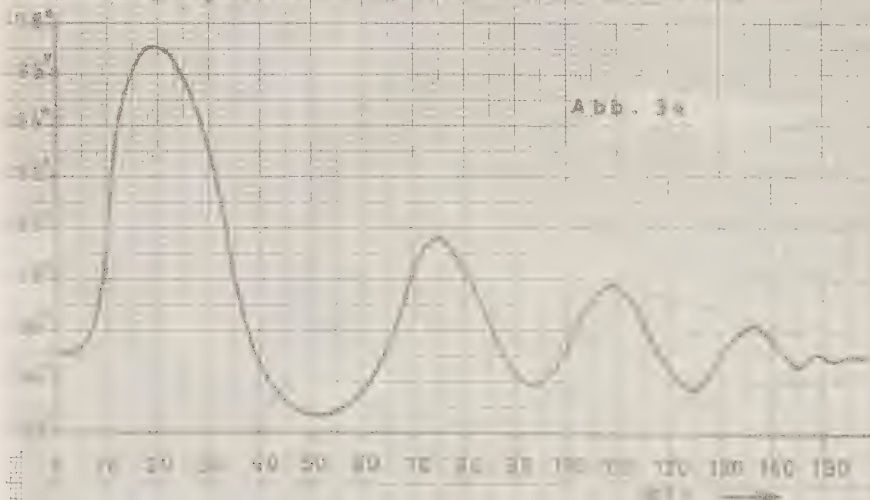
Abb. 32



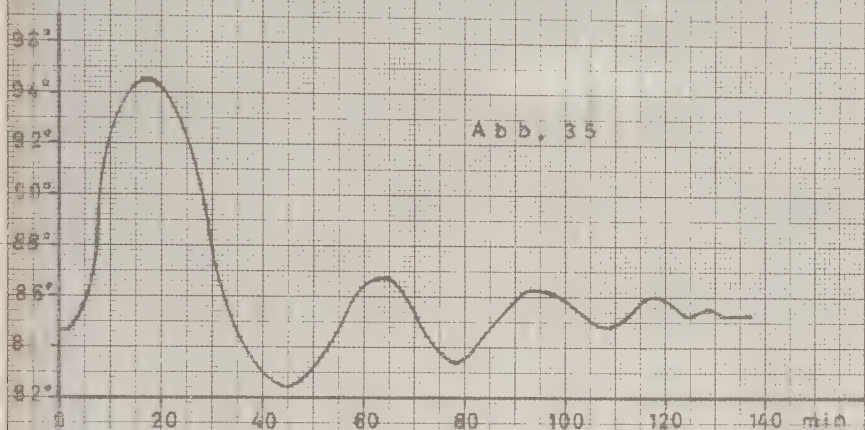
Sprunghafte Änderung des Reaktionsverhältnisses



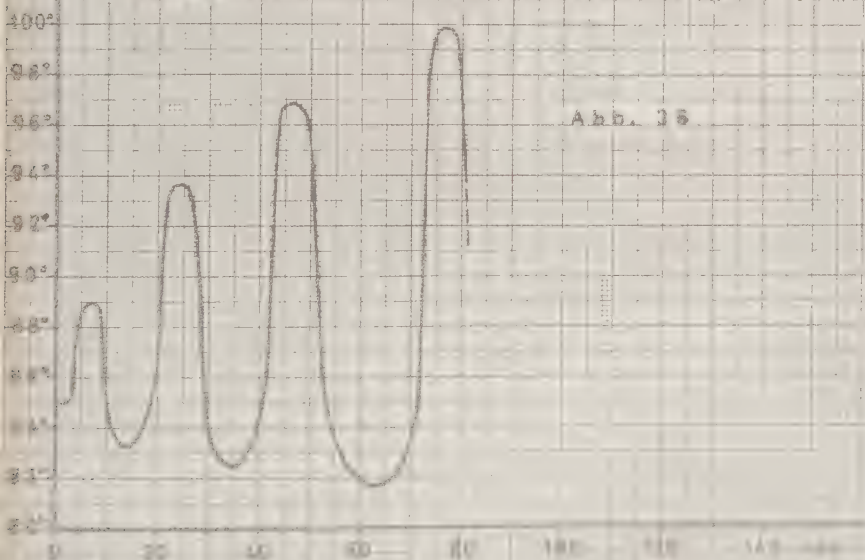
Sprunghafte Änderung des Rücklaufverhältnisses



Sprunghafte Änderung des Rücklaufverhältnisses



Sprunghafte Änderung des Rücklaufverhältnisses

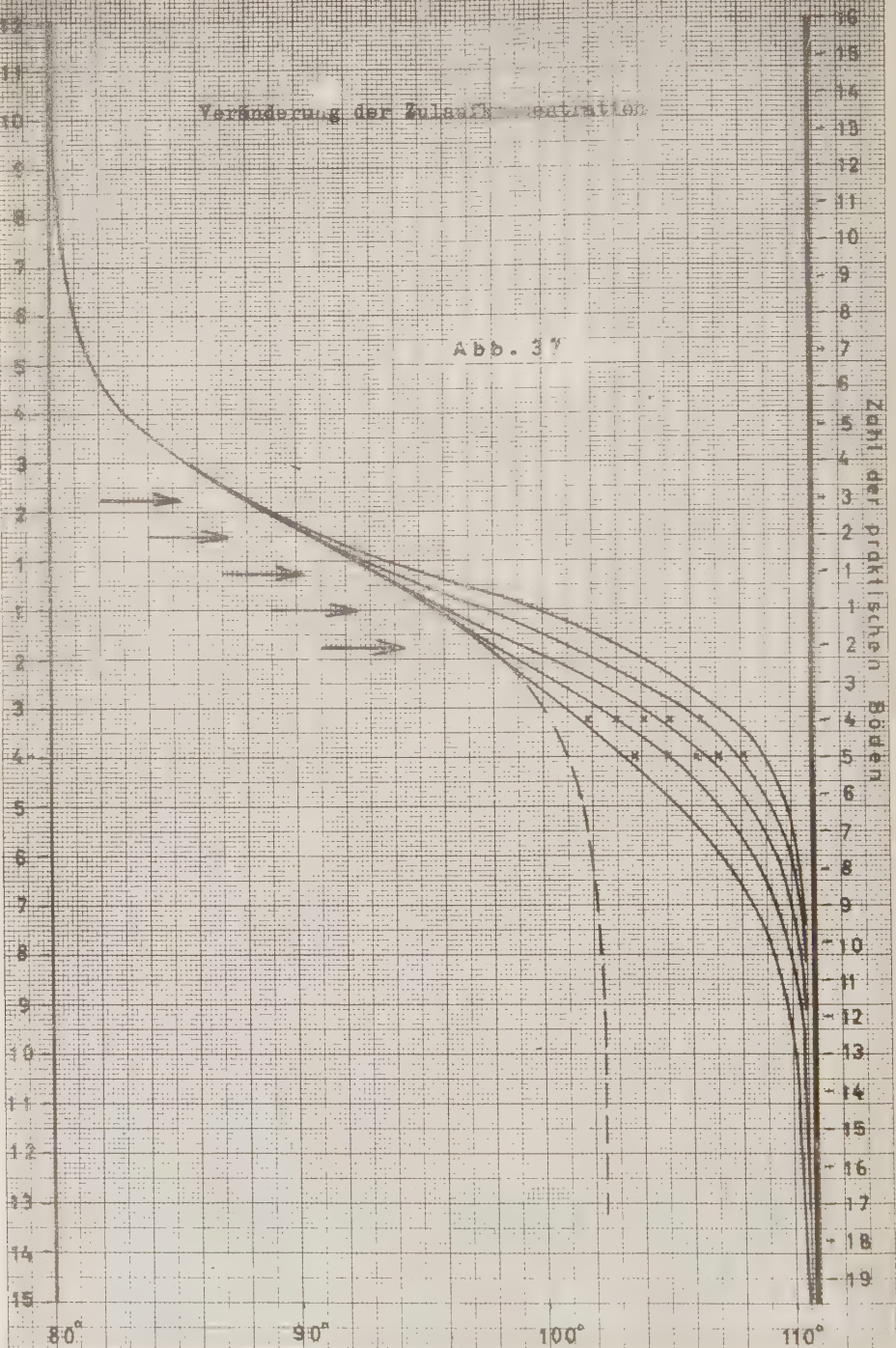


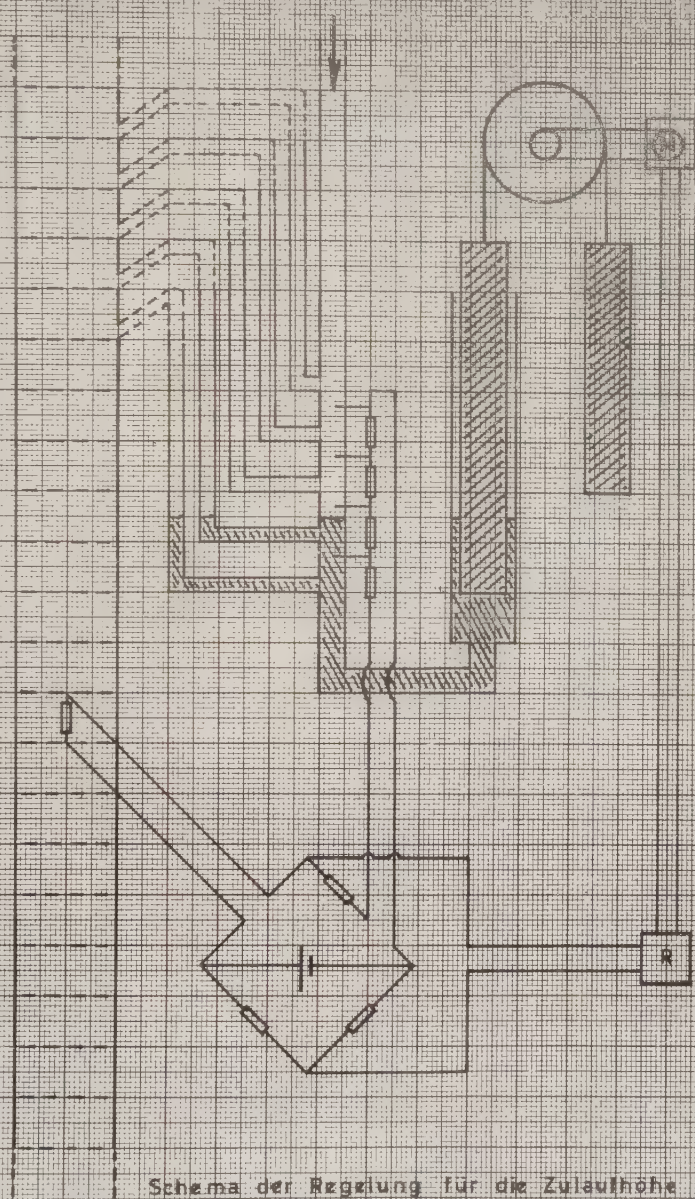
Veränderung der Zulaufrichtung

Abb. 37

Zahl der theoretischen Boden

Zahl der praktischen Boden



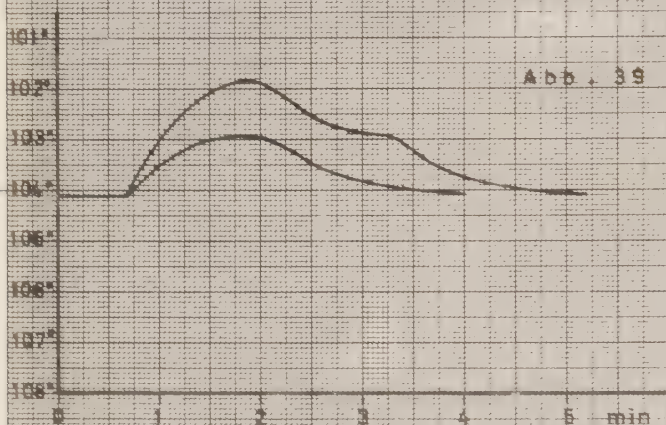


Schema der Regelung für die Zuleithöhe

Abb. 38

Impulsartige Änderung der Einspeisekonzentration

Abb. 39



Sprunghafte Änderung der Einspeisemenge

Abb. 40

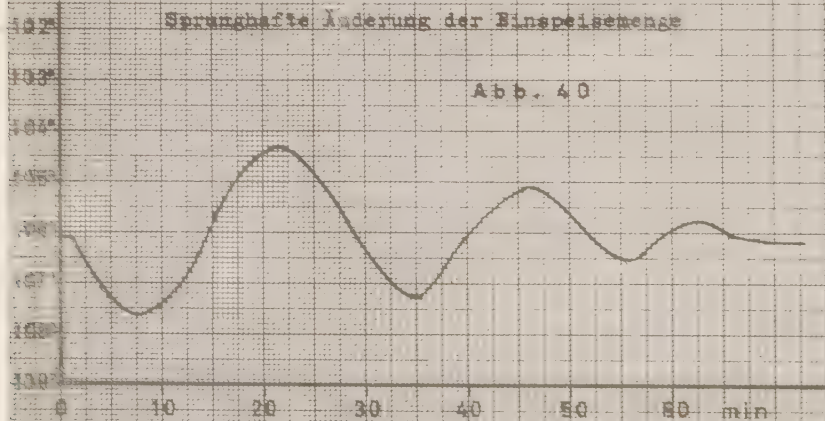


Tabelle II

Gleichgewichtskurve für Benzol-Toluol bei 760 Torr

Benzol in der Flüssig- keit (Mol.-%)	Siede- tempera- tur in °C	Benzol im Dampf		
		Messungen nach Kirschbaum (Mol.-%)	Berechnung mit $\alpha = 2,43$ (Mol.-%)	
X	t	Y	Y'	Y - Y'
0	110,56	0	0	0
1		2,50	2,40	+0,10
3		7,11	6,98	+0,13
5		11,2	11,3	-0,1
10	105,71	20,8	21,3	-0,5
15		29,4	30,0	-0,6
20	101,78	37,2	37,8	-0,6
25		44,2	44,8	-0,6
30	98,25	50,7	51,0	-0,3
35		56,6	56,7	-0,1
40	95,24	61,9	61,8	+0,1
45		66,7	66,5	+0,2
50	92,43	71,3	70,9	+0,4
55		75,5	74,8	+0,7
60	89,82	79,1	78,5	+0,6
65		82,5	81,9	+0,6
70	87,32	85,7	85,0	+0,7
75		88,5	88,0	+0,5
80	84,97	91,2	90,7	+0,5
85		93,6	93,2	+0,4
90	82,61	95,9	95,6	+0,3
95	81,34	98,00	97,88	+0,12
97		98,80	98,74	+0,06
99		99,61	99,59	+0,02
100	80,01	100,00	100,00	0

Tabelle III
Trennstufen-Konzentrationsverlauf
für unendliches Rücklaufverhältnis
berechnet mit $\alpha = 2,43$

Zahl der theoreti- schen Böden	Mol.- Konz. Benzol	Siede- tempe- ratur in °C
n	X	t
1	99,998	80,01
2	99,994	80,01
3	99,986	80,02
4	99,966	80,02
5	99,918	80,03
6	99,800	80,06
7	99,517	80,14
8	98,834	80,32
9	97,21	80,75
10	93,49	81,72
11	85,32	83,7
12	70,85	87,2
13	50,00	92,4
14	29,15	98,6
15	14,68	103,8
16	6,51	107,3
17	2,79	109,15
18	1,166	109,95
19	0,483	110,33
20	0,200	110,46
21	0,082	110,52
22	0,034	110,54
23	0,014	110,55
24	0,006	110,56
25	0,002	110,56

Tabelle IV
Umrechnung von Gew.-%
Benzol in Mol.-% für
Benzol-Toluol-Gemisch

Gew.-%	Mol.-%
0	0
1	1,18
3	3,52
5	5,84
10	11,59
15	17,23
20	22,77
25	28,22
30	33,58
35	38,84
40	44,01
45	49,10
50	54,11
55	59,04
60	63,89
65	68,66
70	73,35
75	77,96
80	82,51
85	86,98
90	91,39
95	95,73
98	97,45
99	99,15
100	100,00

Meine Verehrung und Dankbarkeit gehört meinen Lehrern, in besonderem Maße Herrn Prof. Dr. R. Klar, dessen Anregung und Förderung diese Arbeit zu verdanken ist, sowie Herrn Prof. Dr. H. Hartmann, der mir die Möglichkeit gab, in seinem Institut zu arbeiten.

Die Sachmittel zur Ausführung der experimentellen Arbeiten stellte dankenswerterweise die Deutsche Forschungsgemeinschaft zur Verfügung.

Widmen möchte ich diese Arbeit meinen Eltern.

L e b e n s l a u f

Am 21. April 1931 wurde ich als Sohn des Regierungsinspektors Kurt Schramm und seiner Ehefrau Margarete, geb. Gerdes, in Sigmaringen geboren. 1938 übersiedelte mein Vater nach Schlüchtern, wo im Herbst 1949 das Abitur den Abschluß meiner Schulzeit bildete. Anschließend begann ich das Studium der Naturwissenschaften an der Universität in Frankfurt am Main. Im Dezember 1957 legte ich hier die Diplom-Prüfung für Physiker ab, nachdem ich bei Herrn Prof. Dr. V. Schäfer eine Diplomarbeit angefertigt hatte mit dem Thema : Untersuchung eines elektrischen Regelkreises mit einer Kombination eines stetigen und eines Kontaktreglers. Anschließend war ich im Institut für Physikalische Chemie der Universität Frankfurt a. M. mit der Anfertigung einer Promotionsarbeit beschäftigt.

